

# 大型船舶の港湾施設の規模および運用基準検討の評価方法・指標に関する研究

著者	伊藤 格
学位名	博士(工学)
学位授与機関	東京海洋大学
学位授与年度	2013
学位授与番号	12614博甲第305号
URL	<a href="http://id.nii.ac.jp/1342/00000983/">http://id.nii.ac.jp/1342/00000983/</a>

# 博士学位論文

## 大型船舶の港湾施設の規模および運用 基準検討の評価方法・指標に関する研究

平成 25 年度  
(2013 年 9 月)

東京海洋大学大学院  
海洋科学技術研究科  
応用環境システム学専攻

伊藤 格



# 博士学位論文

## 大型船舶の港湾施設の規模および運用 基準検討の評価方法・指標に関する研究

平成 25 年度  
(2013 年 9 月)

東京海洋大学大学院  
海洋科学技術研究科  
応用環境システム学専攻

伊藤 格

# **Research on the Scale of the Port and Harbor Facilities of a Large-sized vessel, and the Assessment Procedure of Operation Safety Criteria**

September 2013

Tokyo University of Marine Science and Technology  
Doctoral Course of Applied Marine Environmental Studies

Kaku Ito,

## **ABSTRACT**

In 2007, “The Technical Standard for Port and Harbor Facilities in Japan” was revised and established as the calculation method for the requisite channel depth, width and bend section of channel in the Category 2. However, the validation for apply to existing channels and ships has been remained later.

The author has studied and researched the following 3 theme in this paper. 1st, author analyzed the assessment procedure of berth operation safety criterion study for enlargement of LNG carrier in the passed, and the adequacy of method which is mainly concerned with a simulation method was shown in this paper.

2nd, author calculated the required channel width and depth based on the above new calculation method of Category 2 of new technical standards for typical 4 types of vessel which call Japanese typical ports. The calculated width by Category 2 standards has compared with PIANC standards requirement. As the result of comparison, there is not major difference between Category 2 and PIANC. However, the Category 2 calculation method itself is more reasonable way of method to compare with the PIANC method because of taking account the maneuverability of vessel. Regarding with the required depth of water, even if the UKC which is the Category 2 calculation was 8% to the general UKC standard of about 10% of draft, it was shown that it is satisfactory.

In the last theme, author studied the shape of bend section of channel. At first, the track record in bend shape channel of AIS data of the existing port was analyzed for the bend radius at channel bend section. Then the curve shape and proper bend radius of channel was calculated based on the Category 2 of new standards. The bend radius by the analysis of AIS track data and calculation was not much difference and confirm the adequacy of the Category 2 of new standards. Finally, author proposed the bend section of channel shape, width and arrangement of buoy at bend section. The curve shape bend section of channel has adequacy of maneuverability of vessel and possibility of reduction of the dredging area with safety. The navigation safety would keep with arrangement of buoy and the reduction of dredging area provides the cost effectiveness for the construction and maintainance of channel.

These study results proof the adequacy of the new port and harbor standards of Category 2 and also it is reasonable method for the design of channel design. And also study results provide the possibility of the cost effectiveness and safety for channel design.

## 目 次

1	研究の概要 .....	1
2	大型危険物バースにおける受入船型大型化に伴う入出港安全性評価 .....	3
2.1	安全性検討における対象船舶の主要目 .....	3
2.2	受入船型大型化の安全対策検討の手順 .....	4
2.3	数値操船シミュレーションによる外力影響評価の例 .....	5
2.4	操船シミュレータ実験における総合的な評価の例 .....	9
2.5	操船シミュレータ実験における評価の例（出港操船における外力影響） .....	11
2.6	操船シミュレータ実験と入港船の比較 .....	14
2.7	主な LNG バースでの大型化検討結果（入出港運用基準の概要） .....	15
3	『次世代の航路計画基準』に基づく現存船型による必要航路幅員および水深計算の検証 .....	16
3.1	「次世代の航路計画基準」（照査方法第 2 区分）の概要 .....	16
3.2	現存船における直線単航路での必要幅員算出 .....	26
3.3	既存航路の航行環境における次世代航路基準に基づく必要航路水深の検証 .....	60
3.4	考察 .....	62
4	港内アプローチ航路屈曲部設計における AIS 航跡の解析およびシミュレーション手法による検討 .....	63
4.1	検討の前提、背景 .....	63
4.2	検討対象港湾および AIS データ .....	66
4.3	対象航路、経路への AIS 航跡 .....	70
4.4	清水港における対象バースへの AIS 航跡の分析 .....	72
4.5	AIS 航跡による曲率半径と照査第 2 区分による曲率半径の比較 .....	74
4.6	AIS 航跡による航路屈曲部形状の検討 .....	75
4.7	操船シミュレーションによる屈曲部の形状検討 .....	77
4.8	屈曲の形状と航路標識の配置検討 .....	82
4.9	考察 .....	84
4.10	旋回性指数の無次元化値データの検討 .....	85
5	結語 .....	94

謝辭.....	97
参考文献 .....	98

## 1 研究の概要

近年、大型商船は船型の大型化が進んでいるが、日本国内の港湾施設の規模を規定する基準は、船の全長を基本に、船舶の幅員等を大まかに考慮した航路の幅員と、喫水の 10% を基本的な余裕水深とした必要水深が定められていた。しかしながら、船型の大型化に鑑み、主要な船種については、操縦性や外力影響を考慮したより合理的な算出方法が求められていた。

そこで、2007 年に『港湾の施設の技術上の基準・同解説』（以下、港湾基準という）が改訂され、性能規定に基づく照査方法第 2 区分として、必要航路水深および幅員の計算方法が新たに規定された。

照査第 2 区分では、貨物船、コンテナ船、バルカー、タンカー、自動車運搬船、LNG 船、フェリーなどの主要な 15 船種について、各船種における主要目が判明している場合、主要目を基に対象とする船舶の操縦性能を考慮して必要な航路水深および航路幅員を算出できることとなった。

本論文による研究では、まず、危険物船である LNG 船における入出港安全性評価について、実際に行われた受入船型の大型化に伴う運用基準の検討実績を整理し、シミュレーションを主体とする評価手法を分析した。次に、大型船舶の港湾施設の規模の検討について、港湾基準の照査第 2 区分に基づく、航路幅員、航路水深、屈曲部形状について分析、検討を行い、改訂前の港湾基準や国際的には一般的となっている基準との比較・分析を行った。

大型船舶の港湾施設の規模の検討について、具体的には、航路の必要水深（余裕水深）および航路幅員の設定方法について、港湾基準の改訂前に標準とされていた設定方法と改定後の照査第 2 区分の算出方法に基づき、実在する最大級の船舶のデータを用いた所要水深・幅員の具体的な計算結果について要素分析および比較を行った。その際に、照査第 2 区分における航路幅員の計算結果については、国際的に広く知られている PIANC が提唱する航路幅員の算出方法との比較および分析も行い、新たに規定された照査第 2 区分の計算方法を検証した。

さらに、航路の屈曲部分の形状および曲率半径に関して、港湾基準の照査第 2 区分の考え方を検証する目的として、実在港湾における通航船舶の AIS 航跡を解析し、実際に航行した船舶の航跡から航路屈曲部の曲率半径を算出し、照査第 2 区分における計算結果と比較・検証した。

航路屈曲部の形状については、AIS 航跡を分析した航跡と同じ航路屈曲操船局面を、ファストタイム操船シミュレーション手法により、分析した実在港湾へも入港している全長 300m 級のコンテナ船のモデル船舶を使用して、操船シミュレーションを行い、外力影響等を考慮した屈曲部の曲率半径を検討した。シミュレーション検討の結果より、外力影響を考慮した航路屈曲部の幅員について必要な幅員を提案し、港湾基準における照査第 2 区分にて提唱されている航路屈曲部の曲率半径が妥当であることを検証した。

最終的に、これらの結果から航路屈曲部の形状と操船上必要となる航路標識の設置について、



これまでは航路屈曲部の内側に隅切り設定をする形状であったが、実際の屈曲操船の航跡形状に合わせて航路屈曲部法線を円弧形状とし、標識の設置も操船方法を考慮して新たな配置とすべく提案を行った。新たな航路標識の配置とは、一般的な航路屈曲部における 5 基の灯浮標配置に関して、これまで屈曲部の外側頂点に設置されていた標識を、屈曲部法線を円弧形状とすることと合わせて、屈曲部の内側の円弧頂点に設置することで、屈曲操船に有効な標識の配置となると提案をした。

また、航路屈曲部の法線を円弧形状にすることにより、屈曲部の必要面積が減少することが確認できた。これにより、航路における浚渫範囲を縮小できる可能性があり、操船上有効な航路標識の設置と合わせて、入出港の安全を確保しつつ建設・整備コストの削減効果のある航路屈曲部形状を提案することができたものとする。

## 2 大型危険物バースにおける受入船型大型化に伴う入出港安全性評価

### 2.1 安全性検討における対象船舶の主要目

原油、ケミカル、LPG、LNG などの大型危険物船バースの入出港・係留時における安全対策は、万一事故が発生した際に与える影響が大きく、これまで慎重に検討されてきた。

その中でも LNG の受入については、1969 年に東京湾へ始めて LNG 船により海外からの輸入が開始され、2007 年では日本国内へは約 6,800 万トンの LNG が輸入されている。

LNG 船は、初期の船型のタンク容量は 12.5 万 m<sup>3</sup> 級であったが、近年は大型化が進み、現在は 20 万 m<sup>3</sup> 以上のタンク容積を有する LNG 船も竣工しており、1 隻あたりのタンク容量は 1.5 倍になっている。

平成 18 年度に、初めて 21 万 m<sup>3</sup> 級を対象船型とした受入船型大型化に伴う入出港・係留時の安全対策検討委員会が開催された。以後、これまでに東京湾を始め、伊勢湾、大阪湾、瀬戸内海、関門地区などで 15 万～26 万 m<sup>3</sup> 級の LNG 船を対象船型とした船型大型化に伴う航行安全対策委員会が開催されている。

大型化検討の対象となった各船型の主要目の例について表 2.1 に示す。

表 2.1 主要目例(17 万 m<sup>3</sup>、21 万 m<sup>3</sup> 級 LNG 船)

	17 万 m <sup>3</sup> 型	21 万 m <sup>3</sup> 型
全長 (m)	約 300.00m	約 315.00m
型幅 (m)	52.00m	50.00m
型深さ (m)	28.00m	27.00m
満載喫水 (m)	11.50m	12.00m
総トン数 (GT)	約 143,000GT	約 136,000GT
DWT (MT)	約 85,000MT	約 101,000MT
タンクシステム	モス型×4	メンブレン型×5
主機、舵	1 機 1 舵	2 機 2 舵

航行安全委員会における安全性検討は、行政、水先人、学識経験者などを中心に各種シミュレーション手法を利用した検討結果を基に入出港・係留の安全性評価を実施し、入出港運用基準などの安全対策をまとめている。

ここでは、現在実施されているシミュレーション手法による入出港安全性評価の手法についての検討手法を紹介し、また各地の LNG バースの特性を考慮した安全性検討の事例および安全対策の内容などを分析した。

## 2.2 受入船型大型化の安全対策検討の手順

まず、近年実務的に実施されている LNG バース受入船型大型化の安全対策検討の流れを概観する。図 2.1 に基本的な検討手順を示す。図からわかるように、評価検討の流れはバース付近の航行環境および自然環境を把握し、現在採用されている安全対策を検証し、その安全対策を基に受入船型の大型化による操船上・係留中の影響把握を行い、新たな安全対策を検討してとりまとめるという手順となる。

影響の把握および安全対策検討へのデータ収集として各種の動的なシミュレーションも併用して実施している。

シミュレーションの種類として、以下の3つが挙げられる。

- A) 入出港着離棧操船への外力影響・必要支援力の基礎評価を行う、数値操船シミュレーション
- B) 操船実務者による操船シミュレータ実験
- C) 係留船舶の荷役限界・係留限界把握を行う係留動揺シミュレーション

ここで使用されるシミュレーションは、LNG 船などの危険物運搬船の検討においては操船および係留に関して、主要な外力を条件として網羅した動的なシミュレーション手法が採用されることが一般的である。

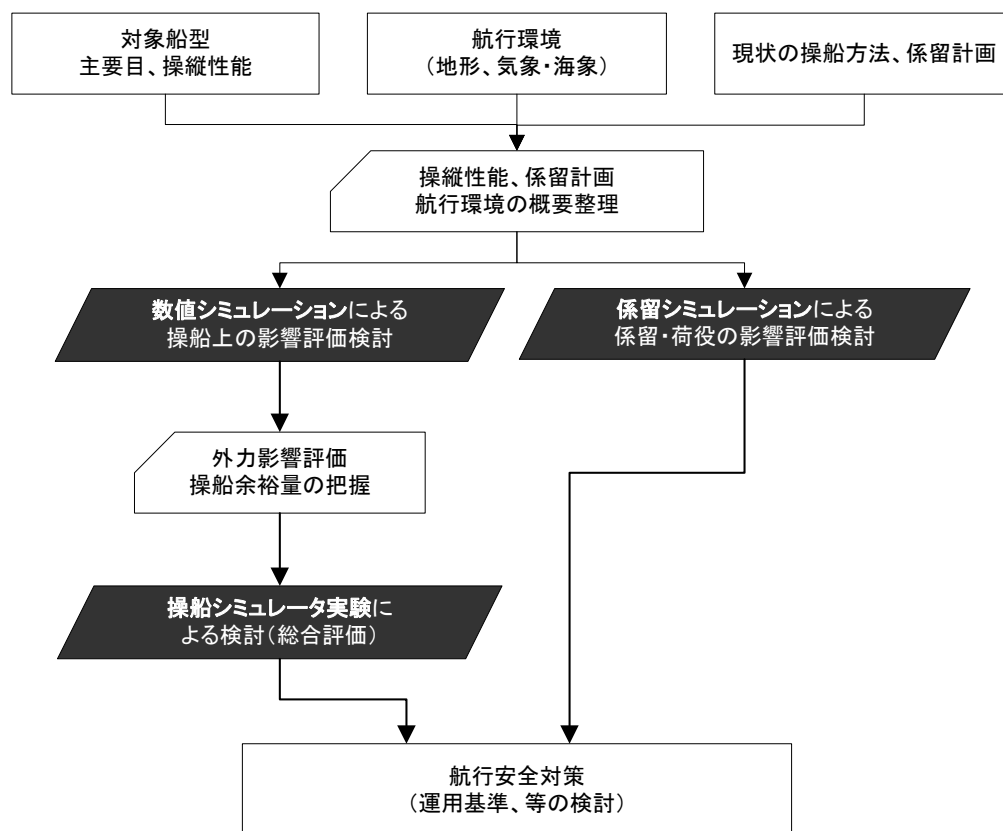


図 2.1 受入船型大型化安全対策検討の手順

入出港操船の安全性評価では、下記①、②の２種類のシミュレーションにより段階的に検討する。

- ① 制御モデルを設定し、計算機内で自動操船を行う数値操船シミュレーション、  
「Fast-time simulation」
- ② 人間系を実際に制御システムの中に組み込み、実時間にて操船状況を再現する操船シミュレータ実験、「Real-time simulation」

すなわち、まず対象船舶の操縦性や操船上の特徴が考慮される数値操船シミュレーションにて、検討基地の入出港操船における対象船型への影響を感度分析的に把握する。

数値操船シミュレーションにおける操船は、予め設定あるいは一定のロジックに従った操船となる。一種オートパイロット的に実施するため、操船技量を一定とし、環境および外力による影響について、計画経路からの偏位あるいは速力、操作量の差異について、より顕著に把握することが可能である。

操船方法の設定は、アプローチ・保針・変針、減速、横移動（発動・制動）、横移動（離棧）、回頭などの局面を各バースについて調査する。その各操船局面にて風向、風速、必要に応じて複数の操船方法（タグボートのみ、主機使用など）を設定する。シミュレーションケースは、外力をパラメータに多い場合は 100 ケース近く設定する場合もある。

数値操船シミュレーションによる事前評価は、それまで例えば風圧力と制御力（タグボート馬力）の関係における静的な計算により支援力や影響を検討・把握していたものを、船体姿勢制御の困難性や支援力の余裕量（横移動速度の上昇の程度）などを操船シミュレータ実験に先立ってより定量的・動的に把握でき、以下の点において事前検討として有効である。

- 実際に近い状態で外力影響の程度（風向・風速影響）や、支援力（タグボート隻数・馬力）などを予め把握しやすい。
- 実時間を要する操船シミュレータ実験のケース設定が合理的になる。

## 2.3 数値操船シミュレーションによる外力影響評価の例

数値操船シミュレーションでは、船型の操縦性を考慮し各操船局面における外力影響評価を行っており、以下に、実際に行われた影響評価の一例を示す<sup>(1)</sup>。

図 2.2 は、減速・停止操船における船型および外力影響の違いを示したものである。

②の船型は、1 軸右回りプロペラ船であり、①の船型は 2 軸内回りプロペラ船である。なお、両船型の主要目（全長、幅、等）は異なる船型であり、同型船ではないことをお断りする。両船型について、同じ条件（相対風向 45 度、風速 12m/sec、初速 6 ノット）から主機を Dead Slow Astern とした場合の航跡図を図 2.2 示す。

図 2.2 の航跡図より 2 軸船における主機後進時の船首方位の変化の少ないことが、比較的容易に把握できる。

また、相対 8 風向、風速 12m/sec における減速・停止操船（主機 Dead Slow Astern）のシミュレーション終了時点における、船首方位および重心の横移動偏移量をプロットしたものを図

2.3 に示す。点線の楕円はデータ分布を大まかに示したものである。

図 2.3 より、1 軸船・2 軸船それぞれ同じ外力下での停止操船の結果、船首方位および重心の横偏移量の特徴などが風向・風速別に定量的に把握できる。

1 軸船では、船体の偏位（左右方向）および船首方位の変化（船首の振れ）について風向に応じて全体的な広がりがある。一方の 2 軸船では、船体の左右方向の偏位は見られるものの船首方位の振れについては 1 軸船に比較して、非常に小さい振れ幅で収まっている。これは 2 軸内回り船の主機後進による減速においては、姿勢が乱れないということである。

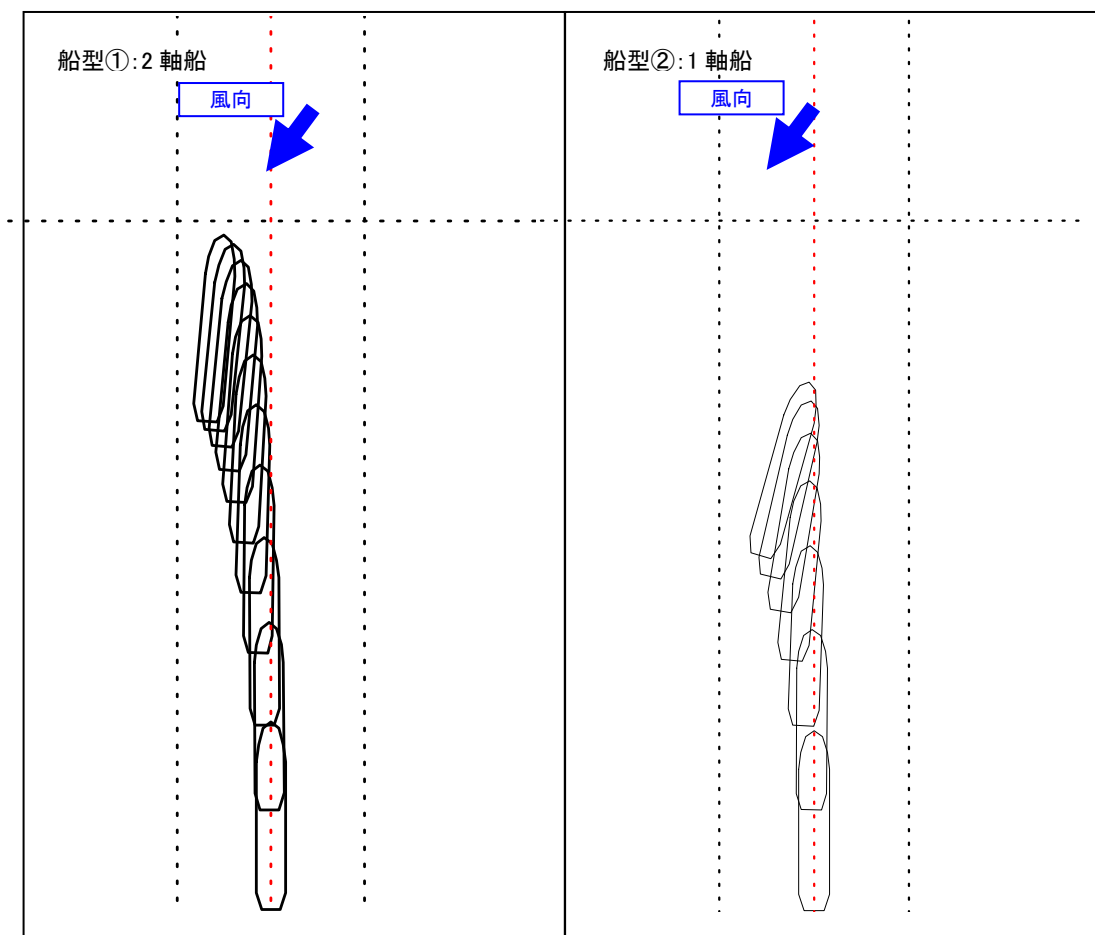
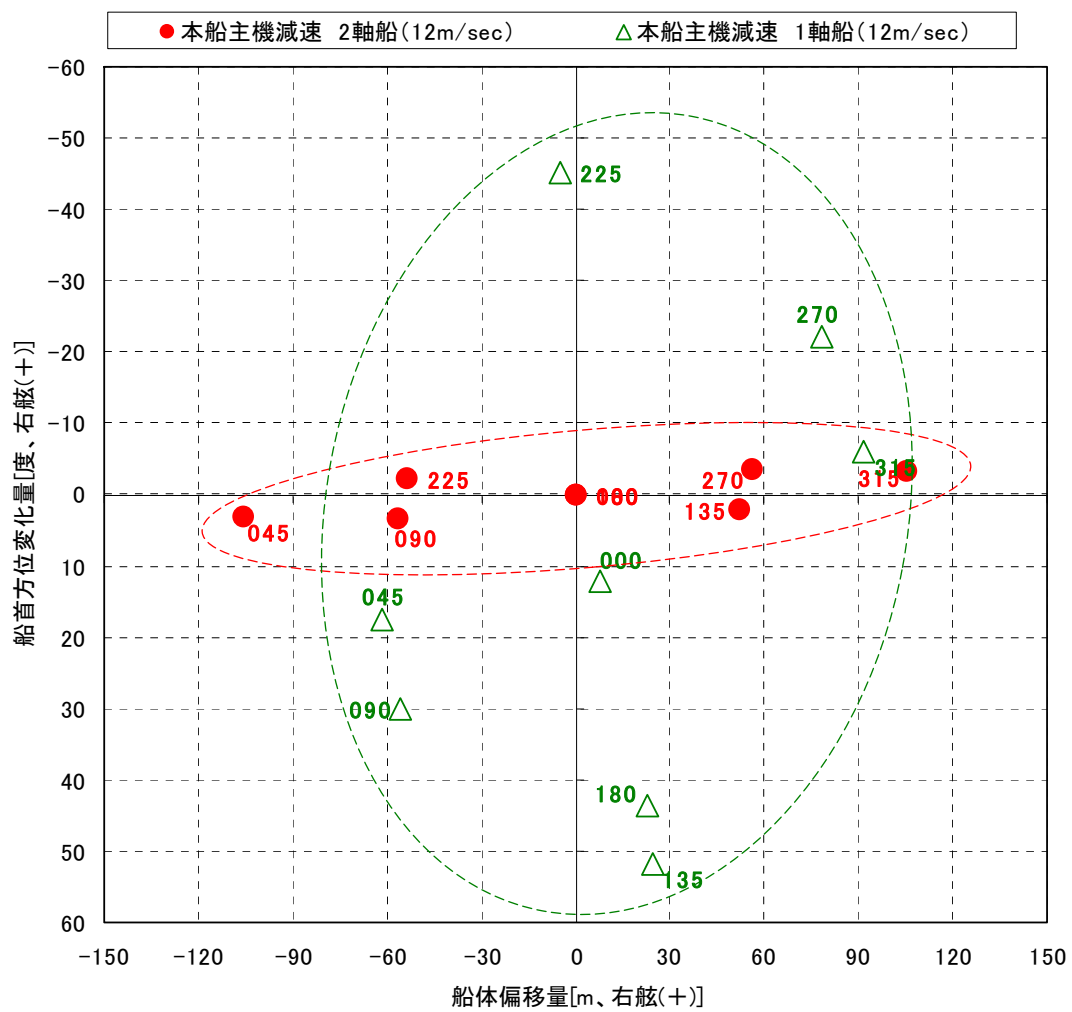


図 2.2 主機後進による減速操船シミュレーション結果航跡図



※図中の数字は相対風向を示す

図 2.3 シミュレーション終了時点における船首方位変化量・横偏移量（2軸船／1軸船）

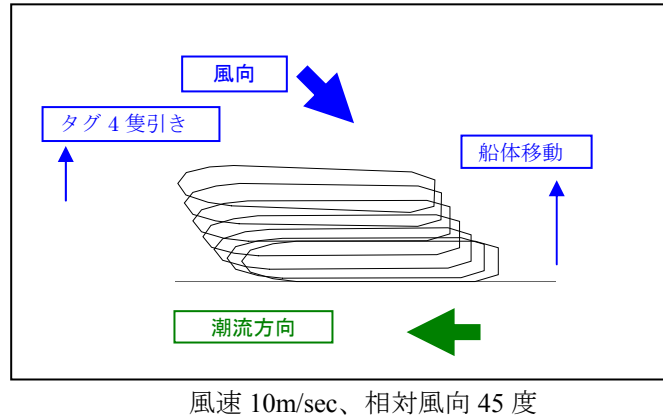


図 2.4 数値操船シミュレーション結果（離棧、引出し操船局面）

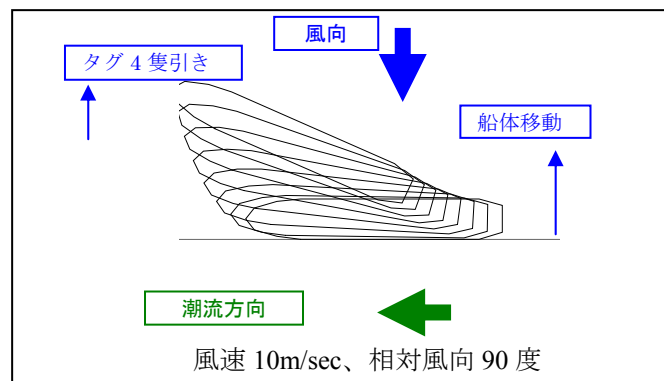


図 2.5 数値操船シミュレーション結果（離棧、引出し操船局面）

図 2.4 および図 2.5 は、出港時のタグボート引出し操船の航跡図であり、風向による船体移動のバランス影響の程度を示している。

図 2.4 から船首寄りの向岸風（相対風向 45 度）では、航跡はバースとほぼ平行に離棧方向へ移動している。一方、相対風向 90 度では、船尾側構造物など船尾側風圧面積が大きい影響により船尾の動きが鈍い。相対風向 45 度と同じ制御（4 隻同じ出力）ではバースと平行に移動できない結果となる。

ある風速（風圧力）に対して、制御力（タグボート隻数・馬力・配置）が同じでも風向によっては引出し操船のタグボート作用のバランス調整が必要となる。図 2.5 の条件では、船首側タグボートの出力を弱め、船体の回転運動が発生しないよう調整するとバースに平行に移動することが可能となる。そのため、単純な風圧力とタグボート総馬力の関係のみでは操船余裕評価が難しいこととなる。

これらの結果を参考に、実務者の高度な操船技術を考慮した総合的な安全性評価を行う操船シミュレータ実験ケースのケース設定の絞込みを行う作業が第 1 段階である。

次に操船シミュレータ実験では、これまでの実績に即したタグ隻数、馬力などの配置、風向・風速・潮流条件等を実際に操船する水先人の意見を聴取しながら条件設定を行い、離着棧操船実験を水先人に依頼して実施し、委員等の関係者の主観評価（5 段階評価）を評価シー

トに従って行う。

特に、離着栈の安全性評価は、操船シミュレータ実験結果から得られる操船データ（速力、斜航角、着栈時横移動速力、タグボート使用率、など）と前述の主観評価（5段階評価）から総合的に評価を行う。

## 2.4 操船シミュレータ実験における総合的な評価の例

図 2.6 に東京湾の LNG バースにおける操船シミュレータ実験結果の例を示す。

この結果は無風条件であり、標準的な操船方法に則り、適切な地点から減速・アプローチし、バースの沖合 150m の地点にバースと平行に停止し、その後タグボートにてバースへ平行移動して着栈した操船である。

多くの実験は、入出港の安全性を前述の数値操船シミュレーション結果を考慮して設定した外力条件（風・潮流）に対して所要の操船支援（タグボート）を設定し、操船実験するものであるが、以降に各バースにおける個別の状況について幾つかの検討例を示す。



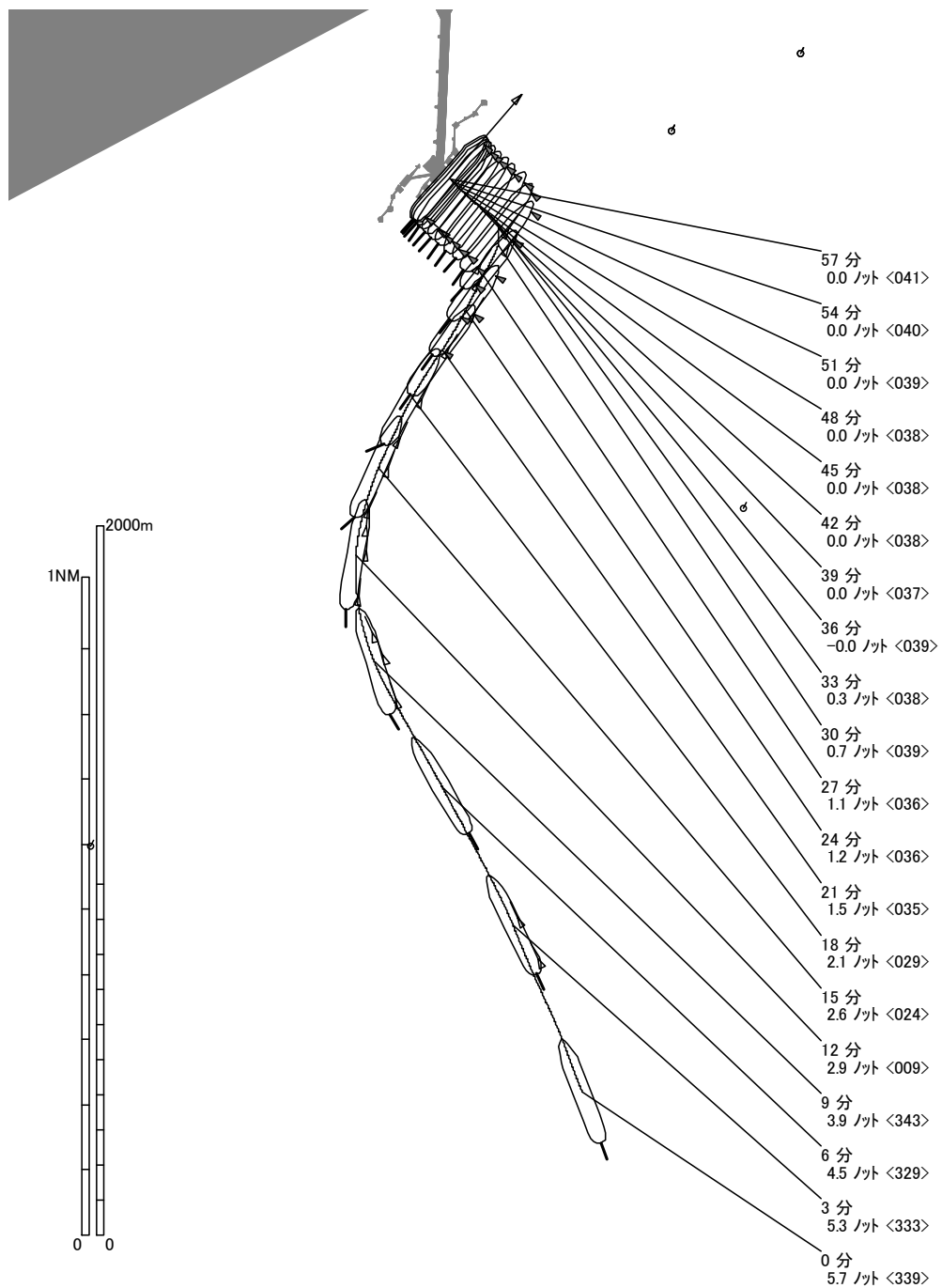


図 2.6 風向別限界離棧風速実験結果 (21 万 m<sup>3</sup> 級)

## 2.5 操船シミュレータ実験における評価の例（出港操船における外力影響）

### (1) 潮流影響の例

東京湾のある LNG バースでは、向岸流方向に比較的強い流れが作用する場合がある。当該バースにおける出港時の検討では、離棧から後進する局面での風と流れの影響が課題となった。<sup>(2)</sup>

図 2.7 に示した航跡は、向岸風 15m/sec、向岸流 0.6 ノット条件での結果であり、一見するとスムーズに出港したようにも見える。しかし、このバースでの標準的な出港操船は、バースから船体を 100m 程度（約 2B）離れた後に主機で後進して出港することとしている。

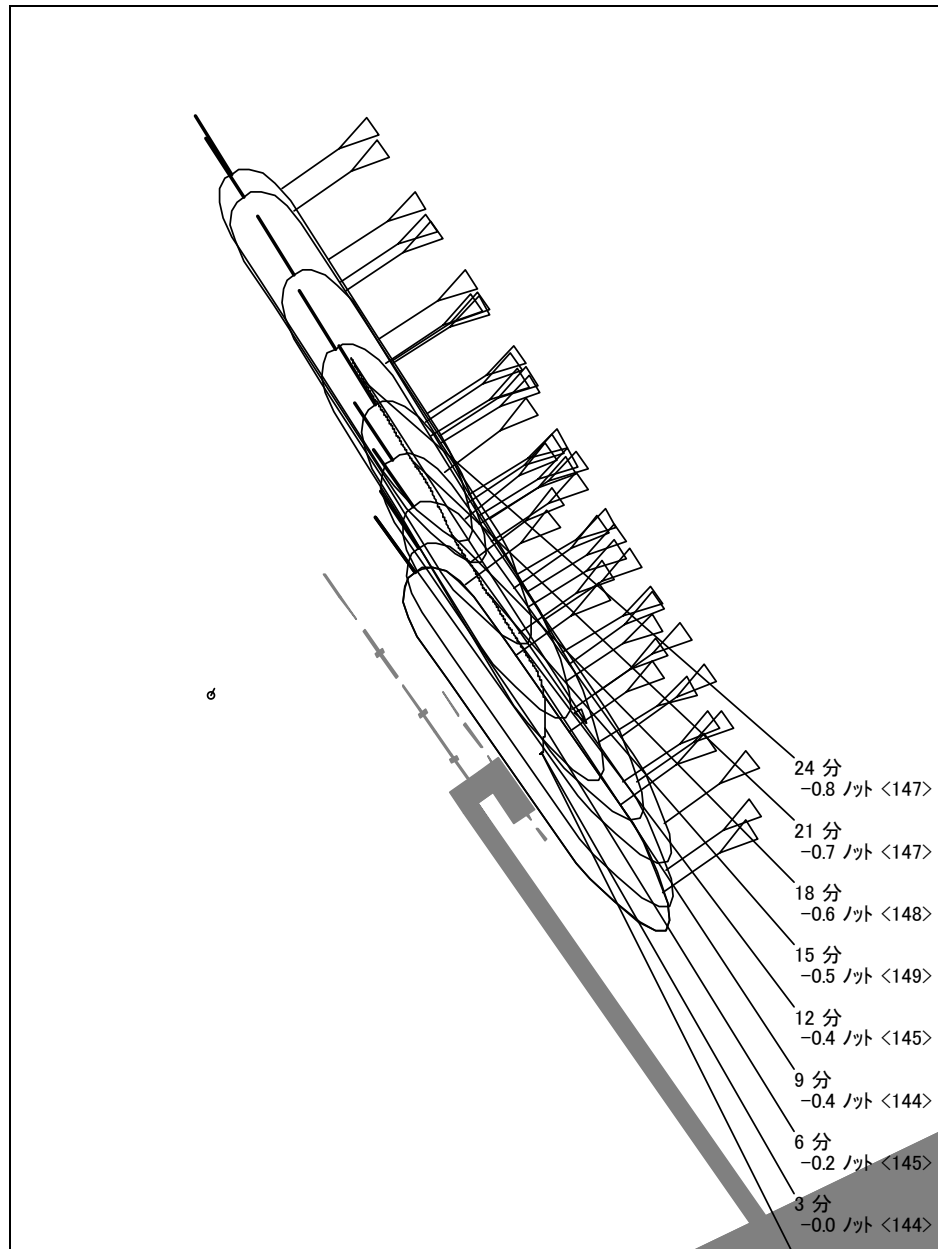


図 2.7 向岸風 15m/sec、向岸流 0.6kt での出港操船結果（例）

操船者の意図もバースとの離隔距離を 100m 程度確保して後進する予定であったが、この

ケースではタグボートでバースから曳き離している間に後進行き脚が発生し始め、バースと30m未満の離隔距離で結果的に出港したものである。

後進行き脚状態となると、ピボッティングポイントは船尾側に移動し、船体をバースと平行に引き出そうとする場合、船尾側タグボートの横方向への作用力は相対的に減少することが考えられる。このケースでは、後進行き脚の増加に対してバースと平行に引出そうとしても横移動速力は上昇が鈍り、向岸風に対して適切なバースとの離隔距離が確保できずに出港する結果となった。

その後の実験ケースでは、離棧操船中において比較的制御余裕のある船首側のタグボートを真横ではなく斜め方向に作用させ、前後速力の発生を抑えることにより適切な離隔距離を確保して後進することができた。

これらの結果により、当該バースの安全性検討では、以下の点が操船上の留意事項として挙げられた。

- 向岸風の厳しい風速条件の場合、引出し操船時には前後速力を制御することが適切な横移動操船となること。

検討資料には、横移動操船時における前後速力の目安として0.2ノット以内を明記した。

## (2) 増速と風圧影響

次に回頭後の増速時点での影響が課題となった例を示す。(3)

図 2.8 は、17 万  $\text{m}^3$  モス型の風速 15m/sec、風向は船尾側斜めの向岸風となる SE である。

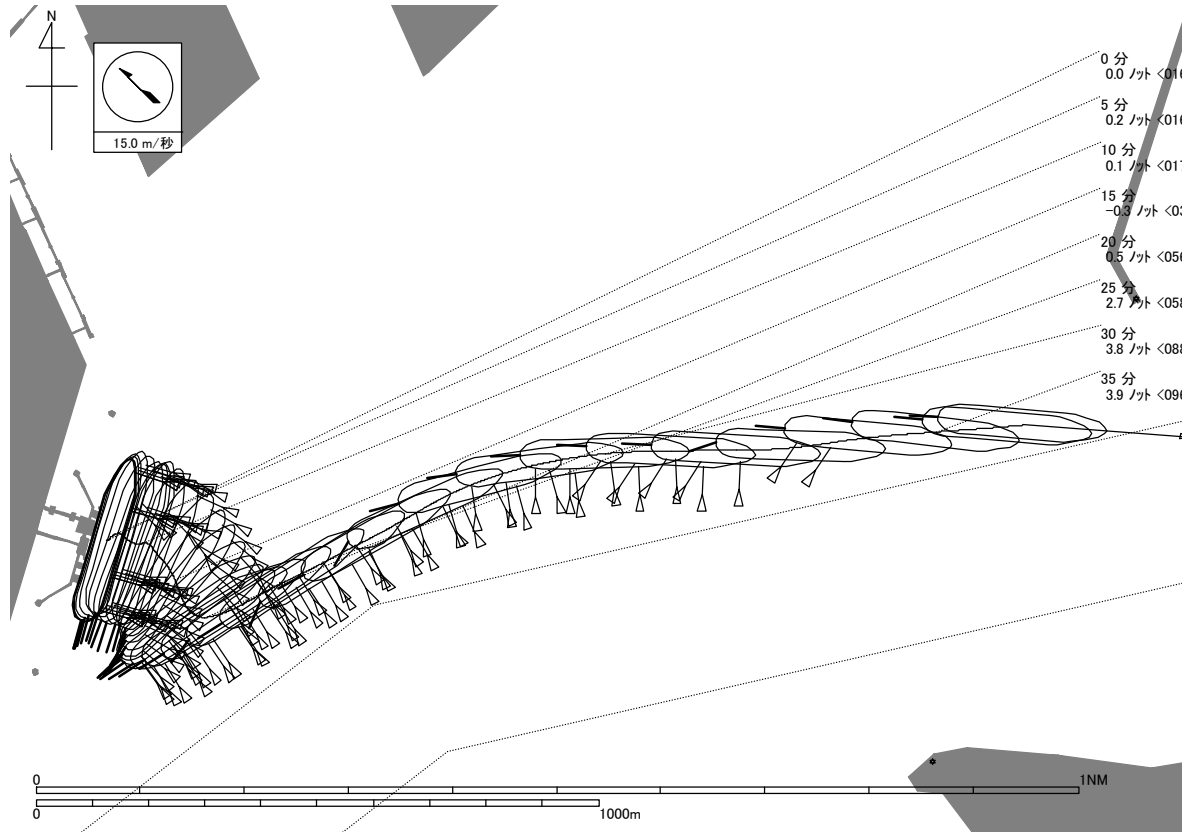


図 2.8 風速 15m/sec での出港操船結果 (例)

本港では、バースから船体を引出し、回頭しその後航路に入り出港する。このケースでは、離棧・回頭後に増速しつつ航路へ入ろうとした所、増速開始時点ではほぼ右舷正横の風向となった。増速では、十分な速力を確保するまで風下へ圧流され、航路に向首することが難しかった。タグボートも使用したが、増速に伴うピボッティングポイント移動により、船首タグボートによる船首右押し変針は効果が少なかった。一方、風下への偏移、バースへの再接近を避けるため船尾タグボートによる船尾の左押し操船は行われなかった。

その結果、ある程度前進速力が発生するまで航路に向けることが難しく、防波堤付近で航路に入る操船となった。

安全性の検討では、この結果を踏まえ、出港・増速局面での圧流影響を考慮して、回頭時に船首を大きく風上側へ回頭させることが、安全な出港増速操船につながるとの評価を得た。

同航路の南北は錨泊船が存在する場合もあるため、安全性検討資料では、適切な出港針路まで回頭することが重要であることを記載した。

## 2.6 操船シミュレータ実験と入港船の比較

21 万 m<sup>3</sup> 級メンプレン型についてはこれまで国内複数の港に入港した実績がある。

図 2.9 は、入港した際の実船の航跡に、入港に先立って航行安全対策委員会にて実施した操船シミュレータ実験での航跡図を重畳したものである。

同港では、防波堤端付近にて大角度変針により減速するアプローチ操船である。重畳した図 2.9 によりこの大角度変針操船からバースへのアプローチの状況が、航跡、速力ともに事前検討で実施した操船シミュレータによる操船結果と実船の入港操船結果と相違なく、操船シミュレータ実験での精度良い再現性が把握できることがわかる。

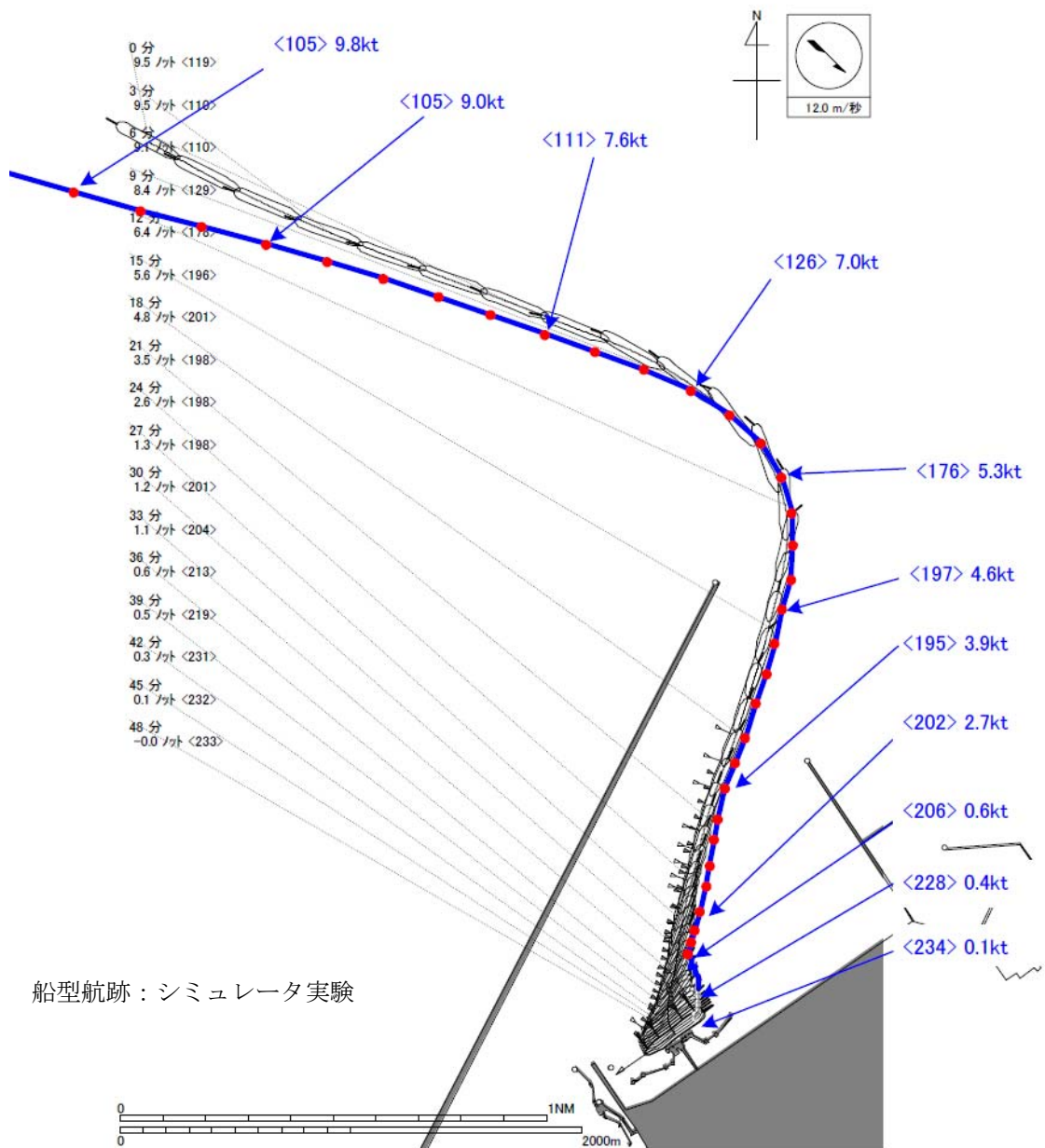


図 2.9 21 万 m<sup>3</sup> 級操船結果  
(操船シミュレータと実船航跡図の重畳)

## 2.7 主な LNG バースでの大型化検討結果（入出港運用基準の概要）

前項までに、LNG バース受入船型大型化の検討について、数値操船シミュレーションによる操船への外力影響の把握と、その結果を踏まえ、各地の状況に合わせて操船シミュレータ実験により種々の安全対策を検討した事例を紹介した。

各地での検討から、17 万 m<sup>3</sup> 級、21 万 m<sup>3</sup> 級の主な入出港運用基準の概要について、風速は入港 12m/sec 以下、出港 15m/sec 以下、潮流は入港時 0.5～0.6 ノット程度を運用基準とした。タグボートは、風速に応じて入港時 4～5 隻、出港時 3～5 隻の条件である。

これら安全対策の検討については、入出港を決定する場合に、中止やタグボート増強の判断基準が明確、かつできるだけ単純に、との趣旨から風向条件なども付記された検討となっている。

風速基準は、現行基準風速（入港 12m/sec）を基に検討した。対応するタグボート要件は、大型化による操船安全性上影響の大きい向岸風などの風向では、隻数増や馬力増などを付帯条件として検討した。具体的なタグボート条件は、各地のバースの状況（外力影響、タグボートの配備状況、など）から隻数・馬力などが個別に表現されている。

また、あるバースでは、バース前面水深の深さ（-22m）による影響から、浅水影響が少なく操船上の余裕が大きいことが確認され、基準風速が緩和された。

潮流条件については、一般的に潮流は把握が難しいため、バースによっては予報値の入手や入港前に潮流観測の実施などの記載した例もある。

### 3 『次世代の航路計画基準』に基づく現存船型による必要航路幅員および水深計算の検証

2007年9月、「次世代の航路計画基準（2007）」<sup>(4)</sup>が、航海学会、運航者、造船・航海・港湾研究者により策定され、同年刊行の「港湾の施設の技術上の基準・同解説 平成19年」（以下、港湾基準という。）において、性能規定に基づく照査方法第2区分として、必要航路水深および幅員の計算方法が規定された。

これまで、照査方法第2区分の計算結果の検証や第1区分との比較事例は報告されていおらず、ここでは、この港湾基準の照査方法第2区分における航路の必要水深および必要幅員計算方法について、船型大型化が進む代表的な4つの船種（大型バルカー、コンテナ船、LNG船、PCC）の航路設計の対象とされる現存する最大級の船型における第1区分の航路幅員基準である「0.5L以上の適切な幅」との比較および検証を行い、基準策定の時点からさらに大型化した実在の船型における航路水深および幅員の計算に影響を与える要素の内訳量を新たに分析した。

また、既存航路環境において必要幅員および水深計算を行い、新たに第2区分航路基準の検証を試みた。

#### 3.1 「次世代の航路計画基準」（照査方法第2区分）の概要

次世代の航路計画基準に基づく港湾基準における第2区分の計算方法では、主な船種の主要目が明らかな場合、その主要目から操縦性（流体力微係数）等を考慮し、船種・船型に応じた個別・具体的な必要航路水深および必要航路幅員が算出できる。

##### 3.1.1 必要航路水深計算の概要

港湾基準においては、航路水深設計照査第1区分と第2区分について、以下のとおり規定されている。

##### (1) 第1区分の規定内容

対象船舶および自然条件・船速等の航行環境を特定できない場合、次の値を用いることができる。（D：航路水深、d：最大喫水）

- |                            |             |
|----------------------------|-------------|
| A) うねり等の波浪の影響が想定されない港湾の航路  | : $D=1.10d$ |
| B) うねり等の影響が想定される港外の航路      | : $D=1.15d$ |
| C) 強いうねり等の波浪の影響が想定される外洋の航路 | : $D=1.20d$ |

(2) 第2区分の規定内容

対象船舶および自然条件・船速等の航行環境を特定できる場合、以下の要素により必要水深を(2)式により計算できる。

- A) 基本量は、静水状態における最大喫水 (d)
- B) 船舶が航走する場合の沈下量 (D1)
- C) うねり等の波浪が存在する場合の影響による沈下量 (D2、D3)
- D) その他の不確定要素への対応量 (D4)

(3) 第2区分における既往の研究成果との比較

D1 として算定されるスコットは、古くから検討がなされており、様々な式の提案がなされている。図 3.1 では、港湾基準で採用された(1)式の芳村の推定式と複数の推定式との比較を示す。

D/d=1.2 の浅海域を対象とし、コンテナ船におけるスコット量推定結果を比較すると、船速が早い場合ほど用いる推定式間による差が大きい。

この図から、これら推定式の中では芳村の推定結果は、船種に関わらず平均的な値となっていることがわかる。(5)(6)(7)(8)(9)(10)(11)(12)(13)

$$D1 = \left( 0.7 + 1.5 \frac{d}{D} \right) \cdot \left( \frac{Cb}{Lpp/B} \right) \cdot \frac{U^2}{g} + 15 \cdot \frac{d}{D} \cdot \left( \frac{Cb}{Lpp/B} \right)^3 \cdot \frac{U^2}{g} \quad : (1)$$

次に、Max(D2、D3)は、うねり等の波浪による船体のピッチングとローリングによる影響を考慮している。



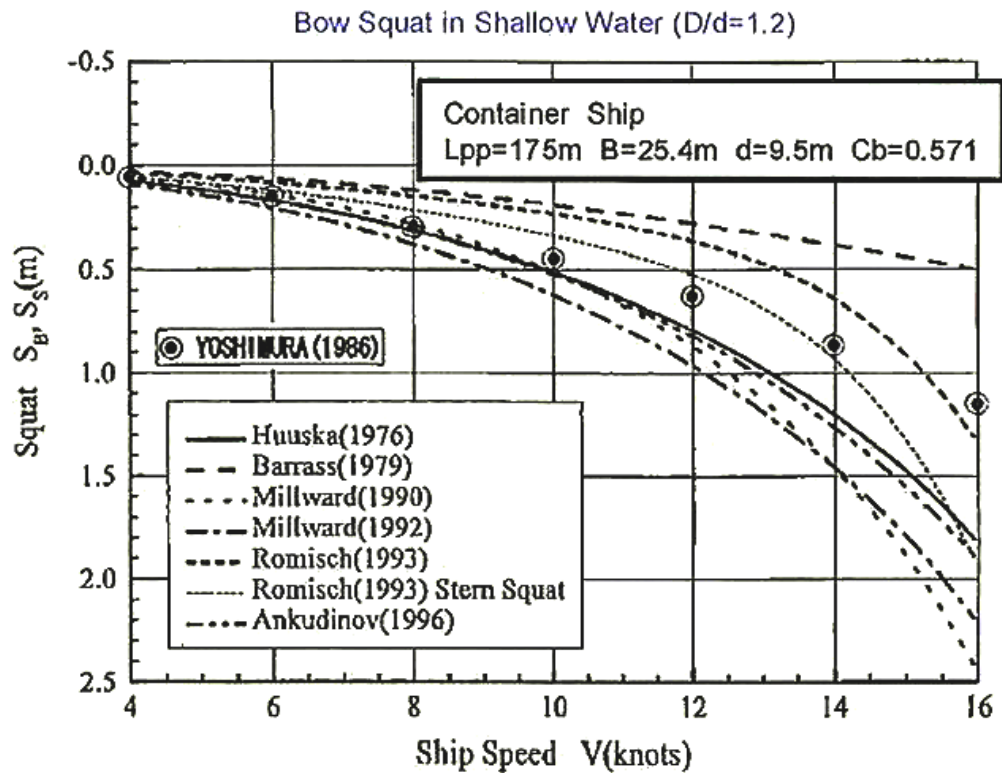


図 3.1 スコットの推定式の違いと芳村式

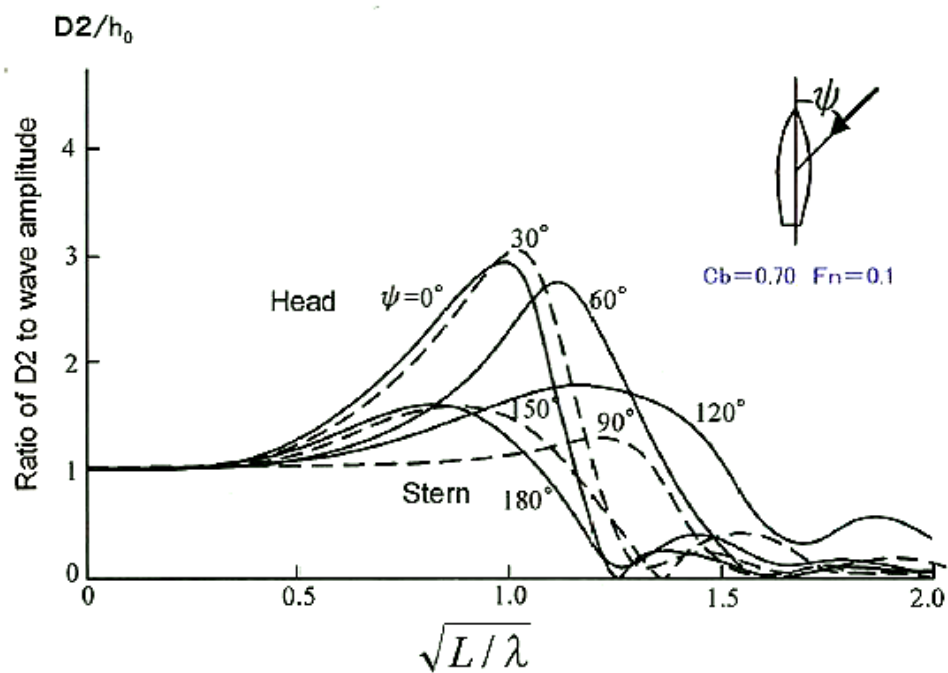


図 3.2 ピッチングによる船首の上下動の推定

ここでは、ピッチングによる船首の上下動がビルジキールの上下動より大きい場合で、図 3.2 から得られる値を用いる。

同図は無次元化されており、ここで得られた計算結果は船種が異なっても大きい相違

は無いこと、および同図より波長船長比が1付近では、 $\Psi=30^\circ$ の斜め向かい波の場合、D2が最大となる。なお、同図はCb=0.70、Fn=0.1のみを示しているが、深海域を対象としており、浅水域では値がさらに小さくなると考えることから、Cb、Fnに拘わらず適用可能とされている。

D4は、基本量として、最大喫水が10m以下の場合は50cm、最大喫水が10mを超える場合は最大喫水の5%としている。

以上の要素の考え方から、(2)式により航路水深を算定している。

$$D = d + D1 + MAX(D2, D3) + D4 \quad (2)$$

D: Depth of fairway

d: draft

D1: Squat (bow sink during underway)

D2: Bow sink due to heaving and pitching

D3: Bilge keel sink due to heaving and rolling

D4: Allowance of depth

$$=0.5\text{m} \quad (d \leq 10\text{m})$$

$$=0.05 \times d \quad (d > 10\text{m})$$

### 3.1.2 必要航路幅員計算の概要

港湾基準における、航路幅員設計照査第1区分と第2区分について、以下に示す。

#### (1) 照査第1区分の内容

対象船舶および自然条件・船速等の航行環境を特定できない場合、次の値を用いることができる。（W：航路幅員、Loa：対象船舶の全長）

##### ① 船舶の行き会いを想定しない航路

0.5Loa 以上の適切な幅とする。なお、幅員が 1.0Loa 未満の場合は航行支援施設等の対策を十分に図ることが望ましい。

##### ② 船舶の行き会いを想定する場合

1.0Loa 以上の適切な幅とする。ただし、以下の値を用いることができる。

- |                              |          |
|------------------------------|----------|
| ・ 航路の距離が比較的長い場合              | W=1.5Loa |
| ・ 対象船舶同士が頻繁に行き会う場合           | W=1.5Loa |
| ・ 対象船舶同士が頻繁に行き会い、かつ航路距離が長い場合 | W=2.0Loa |

#### (2) 照査第2区分の内容

航路の種類は、船舶が一方向にのみ航行する「単航路」と対象船舶の行き会う「往復航路」に区分する。さらに往復航路は追い越し可否を区分する。

航路幅員は、以下の4つの要素から構成される。

- A) 基本操船幅員（風潮流影響、ヨーイング影響、横偏位影響に対応する幅員）
- B) 航路両側の側壁影響対応幅員
- C) 行き会い影響対応幅員
- D) 追い越し影響対応幅員

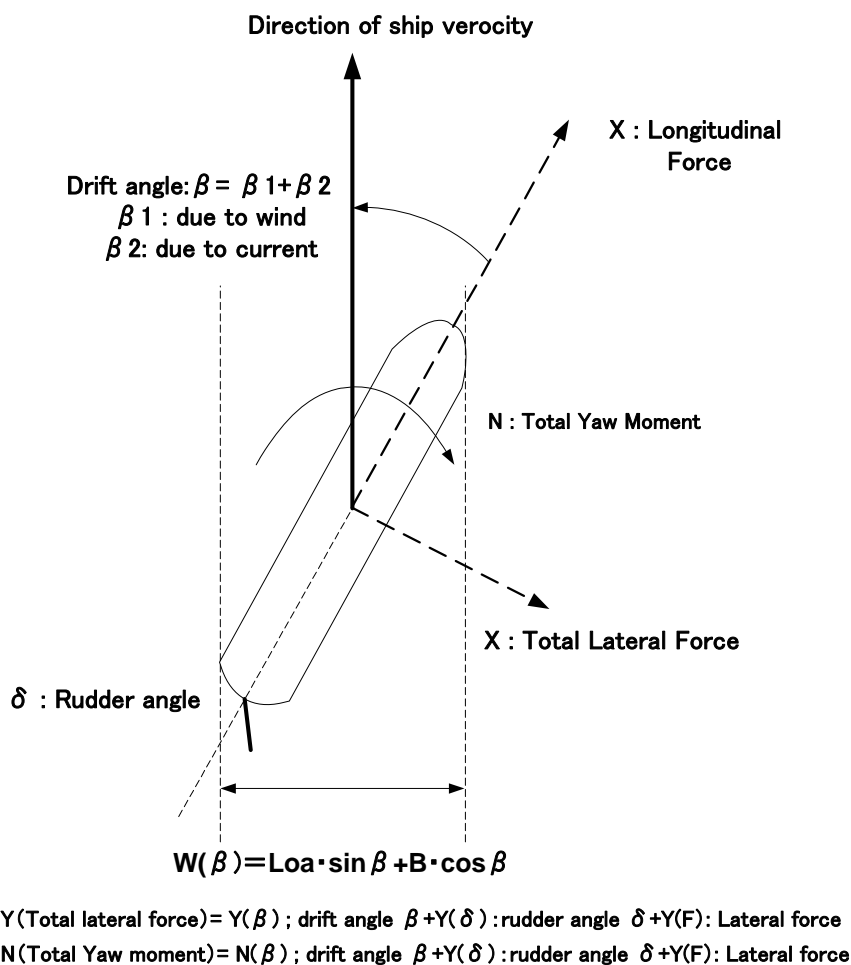


図 3.3 船舶に作用する外力に対する針路保持と  $W(\beta)$ の算出

航路幅員設計の基本的な考え方として、船舶に作用する外力に対して針路を維持するためには、図 3.3 に示すように、通常舵角にて風潮流による漂流角を相殺し、平衡させる操船としている。

上記(1)の基本操船幅員(WB)の計算は、各船種とも舵角 15 度を上限に図 3.3 に示す外力とバランスする漂流角から算出される。

具体的な運動方程式と流体力係数は、以下のとおりとしている。

$$Y_{\beta}\beta + Y_{\delta}\delta + Cy\left(\frac{\rho_a}{\rho_w}\right)\left(\frac{A_y}{L \cdot d}\right)\left(\frac{U_a}{U}\right)^2 = 0 \quad (3)$$

$$N_{\beta}\beta + N_{\delta}\delta + Cm\left(\frac{\rho_a}{\rho_w}\right)\left(\frac{A_y}{L \cdot d}\right)\left(\frac{U_a}{U}\right)^2 = 0 \quad (4)$$

$$Y'_{\beta} = Y_{\beta} / (0.5\rho_w \cdot L \cdot d \cdot U^2) \quad (5)$$

$$N'_{\beta} = N_{\beta} / (0.5\rho_w \cdot L^2 \cdot d \cdot U^2) \quad (6)$$

$$Y'_{\delta} = Y_{\delta} / (0.5\rho_w \cdot L \cdot d \cdot U^2) \quad (7)$$

$$N'_\delta = N_\delta / (0.5\rho_w \bullet L^2 \bullet d \bullet U^2) = -0.5Y'_\delta \quad (8)$$

$$\delta = -\left(\frac{\rho_a}{\rho_w}\right)\left(\frac{U_a}{U}\right)^2\left(\frac{A_y}{L \bullet d}\right)\left(\frac{C_m Y'_\beta - C_y N'_\beta}{Y'_\beta N'_\delta - Y'_\delta N'_\beta}\right) \quad (9)$$

$$\beta = -\left(\frac{\rho_a}{\rho_w}\right)\left(\frac{U_a}{U}\right)^2\left(\frac{A_y}{L \bullet d}\right)\left(\frac{C_m Y'_\beta - C_y N'_\beta}{Y'_\beta N'_\delta - Y'_\delta N'_\beta}\right) \quad (10)$$

横偏位を認識できる必要幅員：Wm(α)は、操船者が規定進路上から外れたことを認識できる偏移量を算定する。基本的な認知手段は、航路両舷のブイを目視する手段であり、図 3.4 に示す現地実験から導かれた(11)～(13)式では、操船者の 99.8%が横偏位を認識できる距離を算出できる。

つまり、ほとんどの操船者が目視で認識できる偏位量が算出される式であり、余裕は大きい。

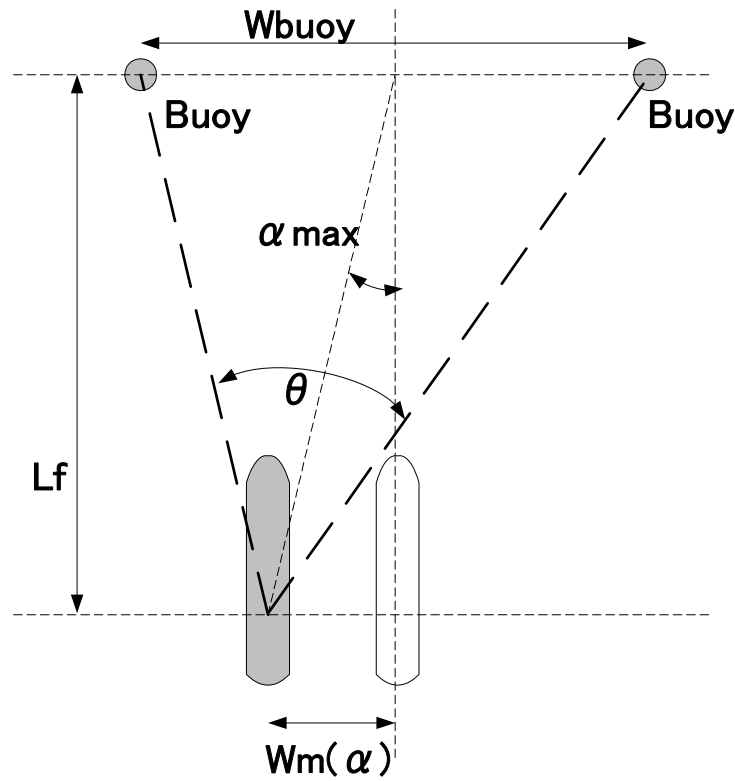


図 3.4 現地実験から導かれた W(α)の算出方法

$$W(\alpha) = Lf \cdot \tan(\alpha \max) \quad (11)$$

$$\alpha \max = 0.00176\theta^2 + 0.0008\theta + 2.21372 \quad (12)$$

$$\theta = 2 \cdot \arctan(Wbuoy \div (2Lf)) \quad (13)$$

以上より、単航路幅員の計算方法は、以下のとおりとなる。

$$Wm = W(b1) + (W(\beta) + 2W(\alpha)) + W(b2) \quad (14)$$

$W(b1)$  : Bank clearance 1

$W(b2)$  : Bank clearance 2

なお、運用上の必要航路幅員は1Lが一般的であり、港湾基準にも「幅員が1Lを下回る場合は、十分な安全対策を講ずる」とある。

また、本研究における「航路」とは、港内のアプローチ水路を対象にしている。

### 3.1.3 具体的な幅員計算における算出方法

$Wm(\beta, y)$  (風と潮流及びヨーイングによる影響等に対応するために必要な対象船舶の操船幅員) は次により算定することができる。

#### (1) 算定の基本的な考え方

航行環境条件としての風速に基づき、当舵角を算定する。ただし、当舵角の最大値は原則15度とし、15度を超える場合には入港条件としての最大風速の設定等について再検討をすることが必要である。次に、航行環境条件としての航路中心線に対する正横成分潮流により求められる漂流角を潮流による漂流角とする。

この風影響による漂流角と潮流影響による漂流角を合計した漂流角から、対象船舶の風と潮流による影響等に対応するための基本操船幅員を算定する。更に、ヨーイングによる蛇行量を加算した漂流幅を風と潮流及びヨーイングによる影響等に対応するために必要な基本操船幅員として算定する。

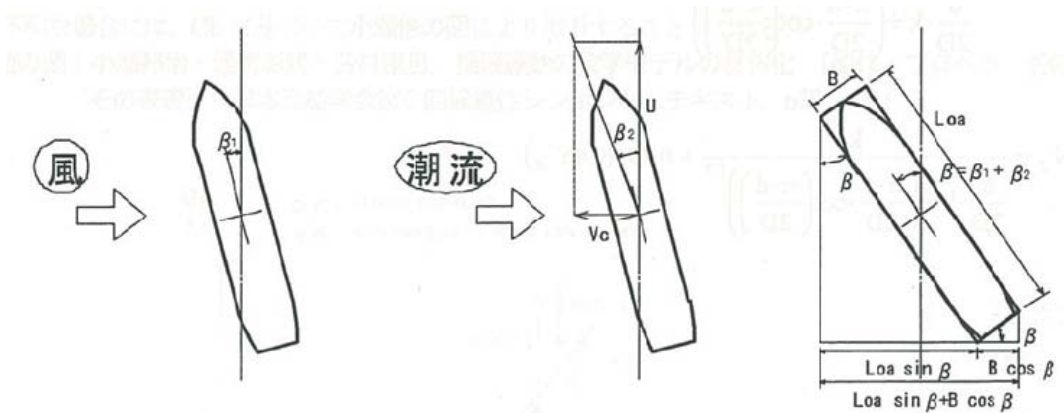


図 3.5 風と潮流による漂流角の考え方

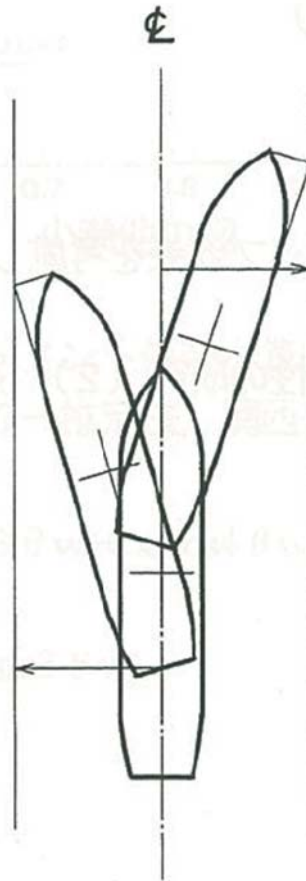


図 3.6 ヨーイングによる蛇行量

## (2) 具体的な算定手法及び適用式

### ① 流体力微係数の算定

以下に、流体力微係数の算定の具体的な内容（船体：平野他の式、舵角：藤井他の式）平野他の式を踏まえて、舵のスケグ効果を考慮して船体に関する流体力計算を算定する。

- 平野他の式：平野、高品、守屋、中村：An Experimental Study on Maneuvering Hydrodynamic Forces in Shallow Water. 西部造船会々報、第 69 号、1985

$$Y'_\beta = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{k}{\frac{d}{2D} \cdot k + \left( \frac{\pi \cdot d}{2D} \cdot \cot \left( \frac{\pi \cdot d}{2D} \right) \right)^{2.3}} + 1.4Cb \cdot \frac{B}{L} - 0.4Y'_\delta$$

$$N'_\beta = \frac{k}{\frac{d}{2D} \cdot k + \left( \frac{\pi \cdot d}{2D} \cdot \cot \left( \frac{\pi \cdot d}{2D} \right) \right)^{1.7}} + 0.49 \cdot (0.4Y'_\delta)$$

ただし

$$K = \frac{2d}{L}$$

ここで

$Y'_\beta$  : 船体が漂流角 $\beta$ で斜航するときに流体から受ける横方向への反力係数 $Y_\beta$ の無次元値

$N'_\beta$  : 船体が漂流角 $\beta$ で斜航するときに流体から受ける回頭反力モーメント係数 $N_\beta$ の無次元値

$C_b$  : ブロック係数 $=D_{sp}/(L_{pp} \cdot B \cdot d \cdot \gamma)$

$D_{sp}$  : 排水トン

$\gamma$  : 海水の比重

- 藤井他の式を踏まえて、船体伴流、プロペラスリップ効果を考慮し、各軸角舵に対応した舵力に関する船体力係数を次式により算出する。
- 藤井他の式：藤井、津田：自航模型船による舵特性の研究（２）、造船協会論文集、第 110 号、1961

(1 軸 1 舵、2 軸 2 舵の場合)

$$Y'_\delta = -\frac{6.13 \lambda a}{\lambda a + 2.25} \cdot \frac{A_R}{L_{pp} \cdot d} \cdot (1 + a_H) \cdot 1.1$$

$$N'_\delta = -0.5Y'_\delta$$

(2 軸 1 舵の場合)

$$Y'_\delta = -\frac{6.13 \lambda a}{\lambda a + 2.25} \cdot \frac{A_R}{L_{pp} \cdot d} \cdot (1 + a_H) \cdot 0.7$$

$$N'_\delta = -0.5Y'_\delta$$

ここで

$Y'_\delta$  : 舵角 $\delta$ の場合において舵が発生する横力係数 $Y_\delta$ の無次元係数

$N'_\delta$  : 舵角 $\delta$ の場合において舵が発生する舵力モーメント係数 $N_\delta$ の無次元係数

$\lambda a$  : 舵の有効アスペクト比（舵の縦  $b$  と横  $c$  の長さの比  $b/c$ ）

$A_R$  : 舵面積 なお、2 舵の場合には $A_R$ を 2 倍にする

$A_R/L_{pp}d$  : 舵面積比

$a_H$  : 舵の干渉係数

- $\lambda$  は 1.4～1.9 が多いとされている：本田啓之輔、操船通論（増補五訂版）P11（1998）
- 対象船舶における舵面積比が不明であるならば、下記の値を用いることが出来る。
  - ◆ 高速貨物 : 1/35～1/40
  - ◆ 在来船貨物 : 1/45～1/60
  - ◆ タンカー : 1/60～1/75
- $a_H$  が不明な場合は、 $C_b$ に基づいて小瀬他の図により推計する事ができる。
- 小瀬他の図：小瀬邦治、湯室彰規、芳村康男、操船運動の数字の数学モデルの具体化（船体・プロペラ・舵の相互干渉とその表現）、日本造船学会台 3 回操縦性シンポジウムテキスト、P35、1981



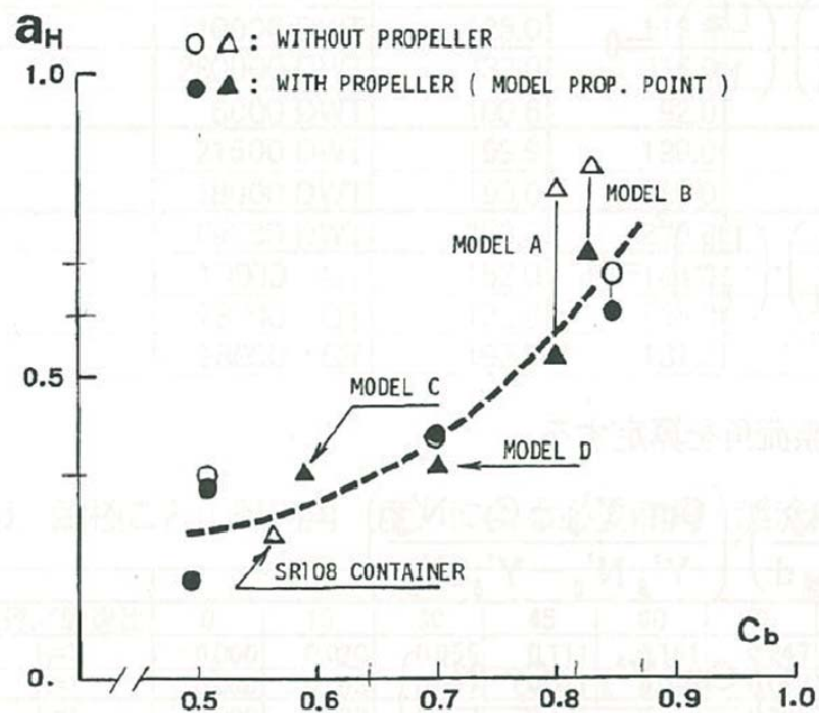


図 3.7 小瀬他の図

### 3.2 現存船における直線単航路での必要幅員算出

#### 3.2.1 対象船型の主要目

ここで選択した対象 4 船種は、照査第 2 区分の 15 船種のうち、比較的大型の船舶と、外力影響の大きい船種として Lloyd's Register 2009 年版<sup>(14)</sup> に掲載の就航船舶から、表 3.1 に示す主要目の船舶を対象とした。

これら 4 船種は、後述する国内既存航路に入港している船種であり、船型は各船種から現存でほぼ世界最大級の船舶を採用した。

表 3.1 必要幅員算出の対象船舶における主要目

Vessel type	DWT(MT)	Loa(m)	Lpp(m)	Beam(m)	Draft(m)	Delivery
Bulker	327,180	340.0	325.0	60.0	21.2	2007
Container	156,085	366.1	349.5	51.2	16.0	2009
LNG	130,441	345.3	332.0	53.8	12.2	2008
PCC	39,516	240.6	226.5	32.3	11.8	2001

### 3.2.2 幅員計算条件

前述の 4 船種における必要航路幅員を、下記に示す条件により新規計画として算出し、第 1 区分（幅員 0.5L）との比較、外乱・船種・ブイの設置間隔等の要素が幅員計算に与える影響を検証した。

- A) 航路の種類は「直線単航路」とした。（第 1 区分での「船舶が行き会う可能性のない航路」）
- B) 航路水深は、各船種の満載喫水に喫水の 10%UKC を考慮した水深とした。
- C) 側壁法面は、航路水深の半分とし勾配 45°として設定した。
- D) 船速は港内アプローチ速力を考慮しては 6kt とした。
- E) 外乱ありの設定は、風速 12m/sec、風向角は 90 度、潮流は 0.5kt を設定した。
- F) 横偏位認知方法は、「目視」および「レーダー(2°)」を設定した。
- G) Lf（幅員標示標識の間隔）は、既存航路ブイ配置を調査した結果より、ほぼ最大の 1,852m とした。

### 3.2.3 幅員計算結果（外乱影響、Lf（ブイ間隔の設定）：1,852m）

横偏位認知を目視とした場合の、4 船種の必要幅員（L 換算）計算結果を図 3.8 に示す。外乱がない条件における必要幅員計算結果は、船種により 0.5L～0.8L 程度となった。

よって、Lf（ブイ間隔）が 1,852m（1 マイル）の場合においては、いずれの船種も港湾基準の照査第 1 区分における単航路の最少の幅員の基準「0.5L」を超える幅員が必要との計算結果となった。各船種間における必要幅員の L 換算比較では、PCC が必要幅員は大きく 0.8L 程度であり、LNG 船が最少で 0.5L となった。

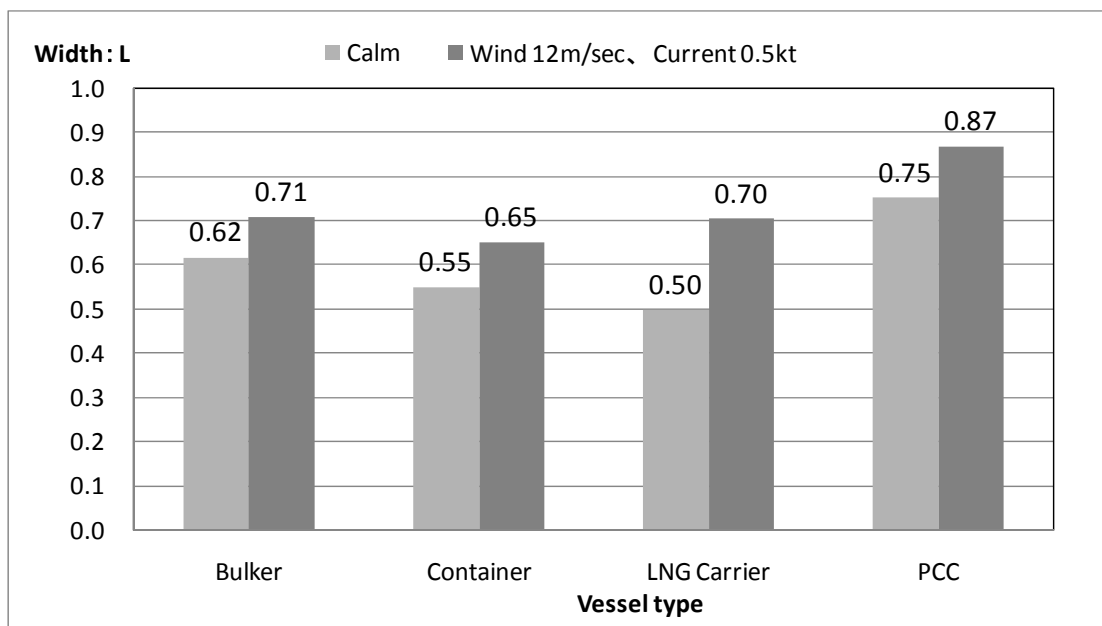


図 3.8 照査第 2 区分における航路幅員計算結果（4 船種、外乱なし、目視横偏位認知）

この結果、現行の照査第 1 区分における幅員の最少値である 0.5L を採用すると、Lf（ブ

イの設置間隔)によっては、対象船舶を単航路で幅員不足との評価となる可能性がある。一方で、0.5L 程度の幅員の場合には、横偏位認知において重要となるブイの設置間隔を考慮する必要があるともいえる。

また、外乱（風速 12m/sec、潮流 0.5kt（風向・流向 90 度）を加えた条件では、LNG 船を除く 3 船種は、必要幅員が約 0.1L 増加し、最少はコンテナ船で約 0.7L、最大は PCC の約 0.9L であった。風速 12m/sec、潮流を 0.5kt それぞれ横方向から受ける条件では、ブイ間隔が 1,852m（1 マイル）の場合、直線単航路であっても対象船の 1L 近い幅員が必要な場合も考えられる結果となった。

LNG 船は、一般的に風圧面積が大きく、排水量が比較的小さいため、外乱による影響が大きいとされているが、外乱を加えた場合の幅員増加分が約 0.2L となり、外力影響が大きいことが分かる。

### 3.2.4 幅員計算結果（Lf（ブイ間隔の設定）による必要幅員変化）

前述の「外乱あり」計算結果について、Lf（ブイ間隔の設定）を変えた場合の必要幅員の変化をについて図 3.9 に示す。折れ線グラフは、 $W(\beta, y)$ ：ヨーイング影響による必要幅員であり、船種間で大きな差異はなく、概ね 0.25L 程度を占めている。

Lf（ブイ間隔）の差異による幅員変化は、各船種とも Lf が 1,852m と 500m では必要幅員が約 0.3～0.4L 程度異なる。Lf が 1,000m 条件では、必要幅員は各船種とも概ね 0.5L 程度となる。

したがって、照査第 1 区分における最少幅員の基準である、対象船舶の 0.5L の幅員は、ブイの設置間隔が 1,000 程度の場合に適用されるものと考えられる。

また、ブイ間隔を 500m まで狭めた場合には、いずれの船種について外乱があっても必要幅員は、0.5L 未満となることがわかった。

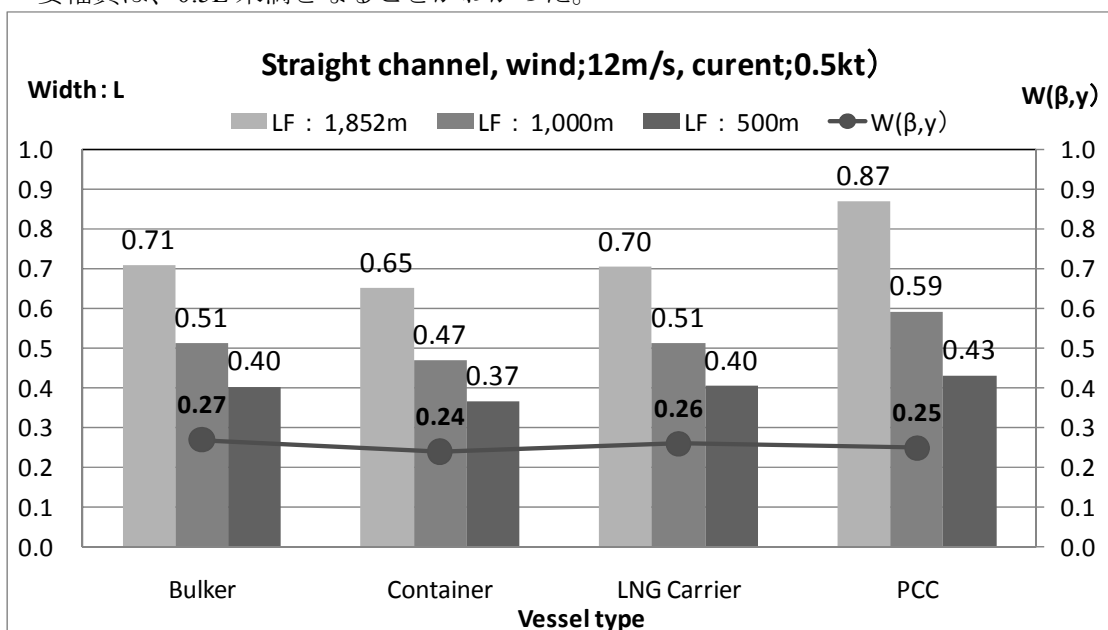


図 3.9 Lf（ブイ間隔の設定）の違いによる必要幅員の変化

### 3.2.5 幅員計算結果（横偏位認知方法の違い）

前項と同様に、「外乱あり」計算結果について、横偏位認知方法の違い（目視とレーダ）による必要幅員の変化を図 3.10 に示す。なお、Lf 条件は 1,000m とした。

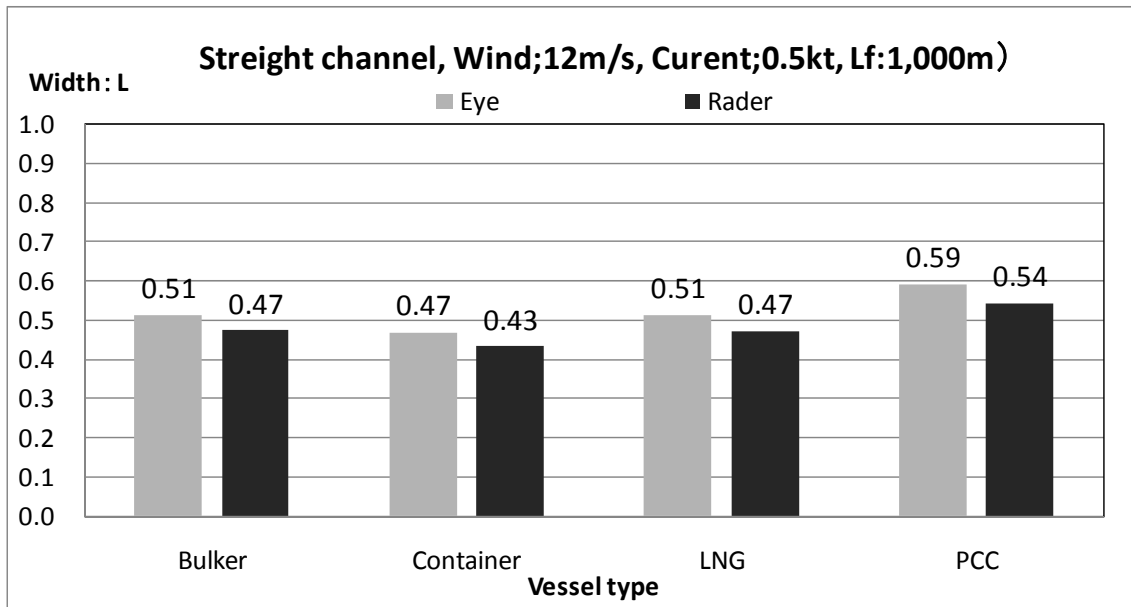


図 3.10 横偏位認知方法の違い（目視とレーダ）による必要幅員の変化

前述の Lf の差異による幅員変化に比べ、横偏位認知方法（目視、レーダ）の差異による幅員計算結果は、幅員の変化量が小さい結果となった。レーダによる横偏位の方が測位精度は高まるが、幅員の減少量は目視に比較して 0.1L 未満となり、横偏位認知方法による影響はそれほど大きくないことが考えられる。

このような感度分析の結果から、第 2 区分の必要幅員計算方法により、最も航路幅員に影響する要素は航路標識間隔：Lf であることが分かる。

逆に言えば、実際の航路ブイは航路によって、幅員や周辺の交通環境、海象条件等により設置間隔が異なるが、この計算結果より同じ船型の航行においても、ブイ間隔を狭めれば、必要幅員を狭くすることが可能となるとも考えられる。

なお、国内の航路ブイの設置間隔は、広い場合 2,000m 程度であり、狭い所で 500m 程度である。

### 3.2.6 既存航路の航行環境における次世代航路基準に基づく必要航路幅員等の検証

検討対象の 4 船種が日本で入出港しており、航路と航路外の水深差が比較的大きく、断面形状が掘割形状と考えられる既存航路（直線航路部分）を対象に、第 2 区分に基づく必要航路幅員を算出し、各航路の航行環境を検証した。

対象とした既存航路の幅員および水深等を表 3.2 に示す。

表 3.2 対象航路の幅員と対象船舶の要目および入港喫水

Port	Chiba	Chiba	Nagoya	Hakata	Sakaisenboku	Ube
Channel	Chiba	Funabashi	East	East	Hamadera	Ube
Channel Width	350m	300m	500m	430m	300m	250m
Channel Depth	18.0m	12.0m	15.0m	15.0m	16.0m	13.0m
Depth of channel side	11.0m	7.0m	8.0m	4.0m	12.0m	8.0m
LF	1,852m	2,150m	1,500m	1,900m	1,000m	500m
Vessel type	Bulker	PCC	Container	Container	LNG	Bulker
Loa	340.0m	240.6m	366.1m	366.1m	345.0m	340.0m
Beam	60.0m	32.3m	51.2m	51.2m	53.8m	60.0m
DWT	327,180	39,516	156,085	156,085	130,441	327,180
Full draft	21.1m	11.8m	16.0m	16.0m	12.2m	21.1m
Maximum arrival draft	<b>16.3m</b>	<b>10.9m</b>	<b>13.6m</b>	<b>13.6m</b>	12.2m	<b>11.8m</b>

なお、浜寺航路の LNG 船以外は、全て入港時に喫水調整が必要となる。入港喫水は、航路水深に UKC を喫水の 10%確保した喫水とした。

- A) 検証は以下の項目について実施し、既存航路の幅員との対応を検証した。
- B) 「直線単航路」（第 1 区分での「船舶が行き会う可能性のない航路」）とした場合、既存航路幅員で満足するか
- C) 幅員を満足する場合、残幅員があるか。
- D) 第 1 区分との比較において、どの程度の差異があるか。
- E) 残幅員を「直線単航路」として考えた場合、どの程度の船型まで航行可能か（試算）。

### 3.2.7 各航路の幅員余裕の有無・程度

既存航路の航行環境において、外乱（風速 12m/sec、潮流 0.5kt、作用方向はいずれも 90 度）を考慮した場合の、各船種の必要航路幅員計算結果について表 3.3 に示す。

航路幅員と各船型の関係では、浜寺航路および宇部航路以外は 1L 以上の幅員が確保できること、および各航路とも、外乱（風速 12m/sec、潮流 0.5kt）を考慮した場合においても、単航路としては既存幅員において必要幅員は満足し、各航路とも航路幅員に対して必要幅員が下回り、残幅員があることが分かった。

なお、参考として PIANC（1997）の航路幅員算定方法による計算結果も記載した。外力条件は照査第 2 区分計算と同じとした。

表 3.3 各船種の必要航路幅員計算結果（外乱あり）

Port	Chiba	Chiba	Nagoya	Hakata	Sakaisenboku	Ube
Channel	Chiba	Funabashi	East	East	Hamadera	Ube
Channel width	350m	300m	500m	430m	300m	250m
Lf	1,852m	2,150m	1,500m	1,900m	1,000m	500m
Vessel type	Bulker	PCC	Container	Container	LNG	Bulker
Loa	340.00 m	240.60 m	366.10 m	366.10 m	345.00 m	340.00 m
Arrival draft	16.3m	10.9m	13.6m	13.6m	12.2m	11.8m
Channel width in L	1.03 Loa	1.25 Loa	1.37 Loa	1.17 Loa	0.87 Loa	0.74 Loa
Requied channel width	247.40 m	235.80 m	238.00 m	323.80 m	188.60 m	159.40 m
Requied width in L	0.73 Loa	0.98 Loa	0.65 Loa	0.88 Loa	0.55 Loa	0.47 Loa
Ratio of L/Width	71%	79%	48%	75%	63%	64%
PIANC (Width in B )	4.3B	4.3B	4.1B	4.1B	4.3B	4.3B
PIANC(Width in meter)	258.0 m	138.9 m	209.9 m	209.9 m	231.3 m	258.0 m
PIANC(Width in L)	0.76 Loa	0.58 Loa	0.57 Loa	0.57 Loa	0.67 Loa	0.76 Loa

図 3.11 に照査第 2 区分と PIANC による幅員計算結果の L 換算比較図を示す。各船種ともに PIANC の場合は、L 換算では 0.6～0.7Loa の幅員とった。

この結果は、照査第 2 区分による計算結果は、Lf にもよるが、概ね PIANC より必要幅員が広がる傾向となった。特に船橋航路の PCC と博多航路のコンテナ船において、PIANC よりも必要幅員が増加している傾向であるが、これは両航路のブイの設置間隔 (Lf) が 2,000m 近く、比較的広い事が影響しているものと考えられる。船型としては風圧影響の大きい PCC であるが、同じように風圧影響が大きいと言われている LNG 船(泉北航路)では、PIANC より幅員が下回る結果となっており、これは泉北航路の Lf が 1,000m と比較的短い事が影響しているものと考ええる。

なお、PIANC 基準による幅員計算では船種による相違は考慮されないことに注意する必要がある。

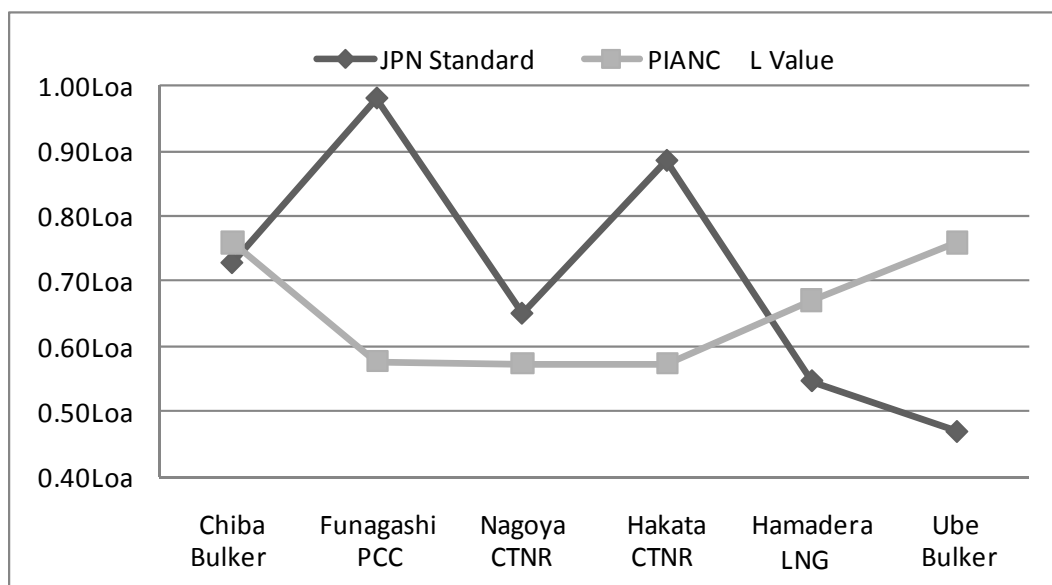


図 3.11 照査第 2 区分と PIANC による幅員計算結果の比較

### 3.2.8 照査方法第 1 区分との比較

照査方法第 1 区分による基準との比較および  $L_f$  と  $L$  換算幅員の関係について、図 3.12 に示す。第 2 区分による必要幅員計算結果では、宇部航路が最少で  $0.47L$  となり、それ以外の 3 航路は  $0.7 \sim 0.98L$  の幅員となり、いずれの航路も必要幅員は  $1L$  未満の必要幅員結果となった。

また、 $L_f$ （ブイ設置間隔）と  $L$  換算幅員の関係について、前述の単航路による必要幅員要素分析のとおり、 $L_f$  が  $1,000m$  を下回る浜寺航路および宇部航路では  $L$  換算幅員もほぼ  $0.5L$  程度となった。

一方、 $L_f$  が  $1,852m$  以上の 3 航路では  $L$  換算幅員も  $0.7 \sim 0.98L$  程度となった。同じ船種（コンテナ船）を対象にした名古屋と博多では、 $L_f$  の違いにより必要幅員に  $0.3L$  程度差が発生した。

いずれの航路においても、単航路での計算結果では第 1 区分の  $1L$  に対して幅員に余裕がある結果となった。

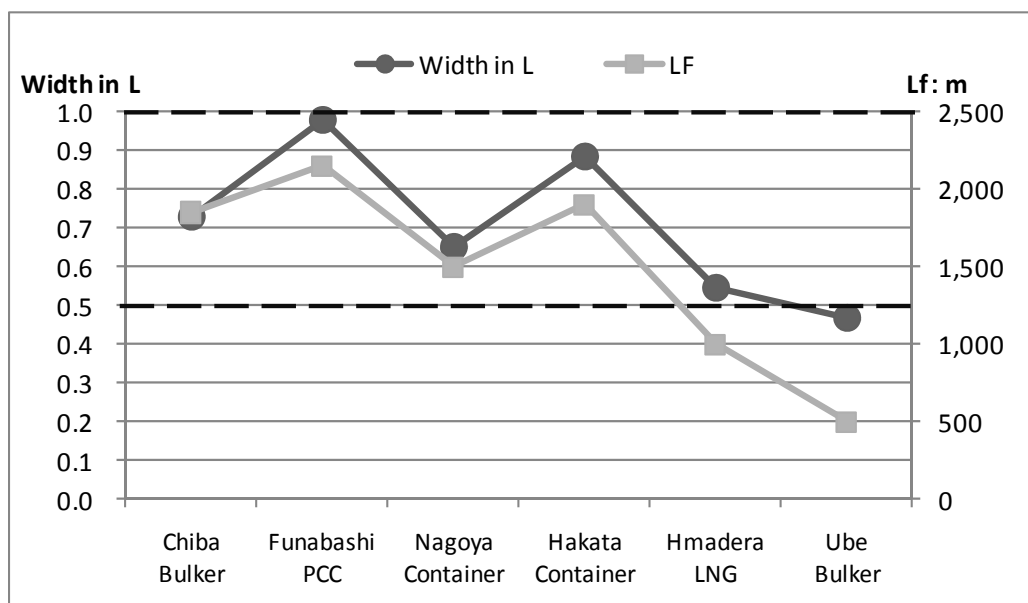


図 3.12 照査方法第 1 区分との比較および各航路 Lf との関係

### 3.2.9 行き会い可能な船型の要目検討

前述のとおり、単航路として計算した結果、いずれの航路も航路幅員よりも必要幅員が下回り、「残幅員」が存在することとなった。表 3.4 には前項で計算した単航路としての必要幅員から得られた残幅員と行き会い影響幅員の関係を示した。

表 3.4 各航路における幅員と必要幅員、残幅員の関係

Port	Chiba	Chiba	Nagoya	Hakata	Sakaisenboku	Ube
Channel	Chiba	Funabashi	East	East	Hamadera	Ube
Vessel type	Bulker	PCC	Container	Container	LNG	Bulker
Loa	340.00 m	240.60 m	366.10 m	366.10 m	345.00 m	340.00 m
Channel width	350m	300m	430m	430m	300m	250m
LF	1,852m	2,150m	1,500m	1,900m	1,000m	500m
Requied width	247.40 m	235.80 m	238.00 m	323.80 m	188.60 m	159.40 m
Remain of width	102.60 m	64.20 m	192.00 m	106.20 m	111.40 m	90.60 m

いずれの航路においても、対象船舶の単航路とした場合における必要幅員では、約 65m～190m 程度の残幅員がある。次世代航路計画基準では、対象船舶同士の往復航路についての幅員計算を提唱しているが、実際は、大型の対象船舶同士が港内航路で行き会うことはほとんどない。ここで例に挙げているような何らかの管制が実施されている航路においては、行き会い可能船舶は、対象船型よりも小さい船型となることが現実である。

そこで、本項では、対象船舶と行き会う船（相手船）について残幅員を単航路として考えた場合の航行可能な最大船型を検討した。



その場合、船型が小さい相手船に 2 船間の相互作用が働くことになるが、貴島他によると、相手船との船長比が 0.5（相手船が小さい）の場合で、相手船との横方向距離が相手船の L 程度であれば、Sway force はほとんど働かないとの研究結果もあり、前述の約 65m ～110m 程度の幅員では、相手船における相互作用は考えずに「単航路」として検討した。相手船の船種は、「貨物船」「コンテナ船」とし、要目は港湾基準に記載されている標準船型から設定した。なお、相手船の Lf は、次世代航路基準による推奨値の 7Loa として計算した。

表 3.5 の結果から、ほぼ残幅員を 1L とする船型が通航可能な幅員であることが明らかとなった。

なお、今回の計算では、船型の異なる 2 船間の相互干渉の影響や、行き会う場合の対象船舶、相手船舶における心理的な余裕などは考慮されていないことに留意する。

表 3.5 残幅員を「単航路」とした場合の行き会い可能船型の検討

Port	Chiba	Chiba	Nagoya	Hakata	Sakaisenboku	Ube
Channel	Chiba	Funabashi	East	East	Hamadera	Ube
Channel width	350m	300m	430m	430m	300m	250m
Vessel type	Bulker	PCC	Container	Container	LNG	Bulker
Requied width	247.40 m	235.80 m	238.00 m	323.80 m	188.60 m	159.40 m
Remain of width	102.60 m	64.20 m	192.00 m	106.20 m	111.40 m	90.60 m
Encounter vessel Size	5,000DWT	1,000DWT	30,000DWT	5,000DWT	5,000DWT	3,000DWT
Encounter vessel Type	Cargo	Cargo	Container	Cargo	Cargo	Cargo
Loa of Encounter vessel	107.00 m	67.00 m	176.50 m	107.00 m	107.00 m	92.00 m

### 3.2.10 風圧力係数および平衡状態での当舵および漂流角

「次世代の航路計画基準 2007」における算出方法に基づき、昨今の大型商船における就航船型に関して、2007 年において想定していた船型よりも、さらに大型の船舶が出現していることに鑑み、ここではコンテナ船（1 万 TEU 級）、30 万 DWT 級 VLOC、10 万 DWT 級ポストパナマックス船型に関して、操縦微係数を算出した。微係数は、深水（深水、 $h/d = 10$ ）および浅水（ $h/d = 1.2, 2.3$ ）にて算出した。

表 3.6 検討対象船舶主要目

	30 万 DWT 級 VLOC	10 万 DWT 級ポ ストパナマックス	1 万 TEU クラス コンテナ船
全長 (m)	327.00m	239.99m	336.00 m
垂線間長 (m)	318.00m	236.00m	318.30m
型幅 (m)	55.00m	38.00m	45.80m
型深さ (m)	29.25m	19.95m	24.40m
満載喫水 (m)	21.40m	14.48m	14.035m
総トン数 (GT)	151,094GT	52,186 GT	98,799 GT
載貨重量トン (MT)	297,736MT	98,681MT	99,563MT

#### (1) 算出方法（風影響による漂流角（ $\beta 1$ ）の算定）

山野他の式により、風圧抵抗係数・風圧のモーメント係数を算定する。

- 山野他の式：山野、斉藤：船体に働く風圧力の一推定法、関西造船協会誌、第 228 号、1997

$$C_x = C_{x_0} + C_{x_1} \cos \theta w + C_{x_2} \cos 2 \theta w + C_{x_3} \cos 3 \theta w + C_{x_4} \cos 4 \theta w + C_{x_5} \cos 5 \theta w$$

$$C_y = C_{y_1} \sin \theta w + C_{y_2} \sin 2 \theta w + C_{y_3} \sin 3 \theta w$$

$$C_m = 0.1 \cdot (C_{m_1} \sin \theta w + C_{m_2} \sin 2 \theta w + C_{m_3} \sin 3 \theta w)$$

ここで

$C_x$ ：正面風圧抵抗係数

$C_y$ ：側面風圧抵抗係数

$C_m$ ：船体中心周りの風圧モーメント係数

$\theta w$ ：舵の干渉係数

それぞれの係数は回帰係数表によって与えられる。

$L_{pp}$ ：垂線間長

$A_x$ ：水線上正面投影面積

$A_y$ ：水線上側面投影面積

$X_G$ ：側面積の図心位置の F.P からの距離

なお $A_x$ 、 $A_y$ 、 $X_G$ について、対象船舶の諸元が得られない場合には山野の式の論文<sup>(15)</sup>でのTable1により算定する事ができる。

d：平衡状態での方程式に基づく舵角及び漂流角の算定

定常風下における、舵角 $\delta$ 、漂流角 $\beta$ の船舶の平衡状態方程式は次式により表される。

$$Y_\beta \cdot \beta + Y_\delta \cdot \delta + C_y \cdot \left(\frac{P_a}{P_w}\right) \cdot \left(\frac{A_y}{L \cdot d}\right) \cdot \left(\frac{U_a}{U}\right)^2 = 0$$

$$N_\beta \cdot \beta + N_\delta \cdot \delta + C_m \cdot \left(\frac{P_a}{P_w}\right) \cdot \left(\frac{A_y}{L \cdot d}\right) \cdot \left(\frac{U_a}{U}\right)^2 = 0$$

この方程式に基づき、次式により舵角、漂流角を算定する。

$$\text{舵角} : \delta = -\left(\frac{P_a}{P_w}\right) \cdot \left(\frac{U_a}{U}\right)^2 \cdot \left(\frac{A_y}{L \cdot d}\right) \cdot \left(\frac{C_m \cdot Y'_\beta - C_y \cdot N'_\beta}{Y'_\beta N'_\delta - Y'_\delta N'_\beta}\right)$$

$$\text{漂流角} : \beta = -\left(\frac{P_a}{P_w}\right) \cdot \left(\frac{U_a}{U}\right)^2 \cdot \left(\frac{A_y}{L \cdot d}\right) \cdot \left(\frac{C_m \cdot Y'_\delta - C_y \cdot N'_\delta}{Y'_\beta N'_\delta - Y'_\delta N'_\beta}\right)$$

ただし

$$Y'_\beta : Y_\beta / (0.5 \rho_w \cdot L \cdot d \cdot U^2)$$

$$N'_\beta : N_\beta / (0.5 \rho_w \cdot L^2 \cdot d \cdot U^2)$$

$$Y'_\delta : Y_\delta / (0.5 \rho_w \cdot L \cdot d \cdot U^2)$$

$$N'_\delta : N_\delta / (0.5 \rho_w \cdot L^2 \cdot d \cdot U^2) = -0.5 Y'_\delta$$

ここで

$Y_\beta$ ：船体が漂流角 $\beta$ で斜航するときに流体から受ける横方向への反力係数

$N_\beta$ ：船体が漂流角 $\beta$ の角度で斜航するときに流体から受ける回頭反力モーメント係数

$Y_\delta$ ：舵角 $\delta$ をとった時の舵が発生する横力係数

$N_\delta$ ：舵角 $\delta$ をとった時の舵が発生する舵力モーメント係数

$U$ ：航海速力

$U_a$ ：風速

$\rho_w$ ：海水密度

$\rho_a$ ：空気密度

### 3.2.11 操縦性微係数の算出結果

#### (1) 1万TEU CTNR 船

漂流角の計算結果

船種	コンテナ船
船型要素	Lpp 318.3
	B 45.8
風圧力係数	Xg 130.2
	Ax 1720
	Ay 10090
	$Ay/L^2$ 0.0996
	$Xg/L$ 0.5000
	L/B 6.9498
	$Ay/Ax$ 5.8663
	Cx0 0.0824
	Cx1 0.7680
	Cx2 -0.0946
	Cx3 0.0844
	Cx4 0.0329
	Cx5 -0.0536
	Cy1 1.1264
	Cy2 0.0062
	Cy3 0.0017
	Cm1 0.1735
	Cm2 1.0464
	Cm3 -0.0091
物理量	Pa 0.125
	Pw 104.6
船型要素	Lpp 318.30
	B 45.80
	d 14.04
船種データ	Cb 0.64372
	舵面積比 0.0162
	舵アス比 1.8500
	Ay(満載) 10090
舵干渉係数	$1+aH$ 1.3303
操縦微係数 (浅水)	$Y\beta'$ 1.2499
	$Yr'$ 0.1339
	$N\beta'$ 0.4168
	$Nr'$ -0.0630
	$Y\delta'$ -0.0656
	$N\delta'$ 0.0328

1万TEU CTNR船(浅水、h/d:1.2)

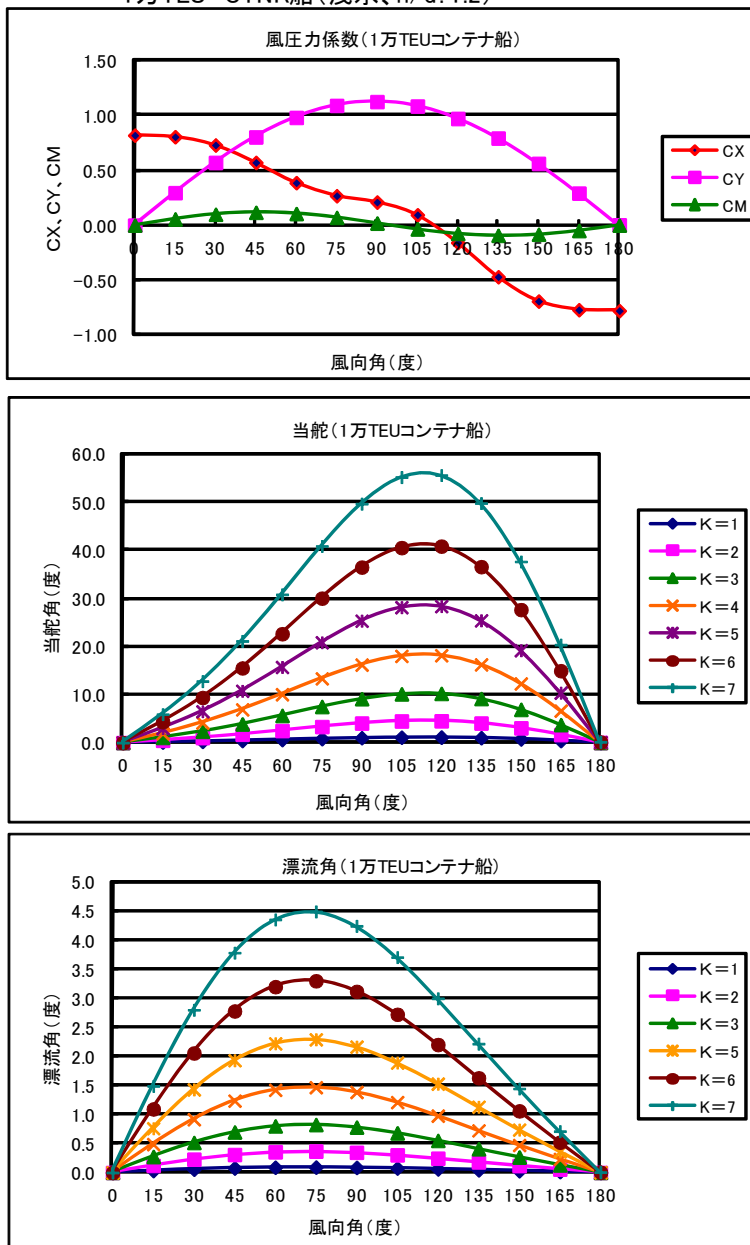


図 3.13 風圧力係数および漂流角の計算結果 (1万TEU CTNR 船)

以下に、風圧抵抗係数・風圧モーメント係数の算出結果と、平衡状態における舵角および漂流角の計算結果を示す。

K 値の算出方法について、平衡状態における舵角の計算結果から舵角が 15.0 度となる K の最小値を求める。次に漂流角については、求めた K において、平衡状態における漂流角の算出結果から最大の漂流角を求め、これを基に漂流幅を算出する。

舵角の表中の網掛けは、K が舵角 15 度になる値の風向角と K 値を示し、漂流角の表中の網掛けは、前述の K 値における漂流角の最大値を示す。

この K 値および漂流角にて後述の基本幅員を算出する。

表 3.7 CX、CY、CM の計算結果（1 万 TEU コンテナ船）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
風向角(ラジ)	0.0000	0.2616	0.5232	0.7848	1.0464	1.3080	1.5696	1.8312	2.0928	2.3544	2.6160	2.8776	3.1392
CX	0.8195	0.8046	0.7303	0.5712	0.3865	0.2684	0.2102	0.0944	-0.1577	-0.4699	-0.6918	-0.7705	-0.7781
CY	0.0000	0.2956	0.5699	0.8035	0.9805	1.0897	1.1248	1.0842	0.9711	0.7929	0.5615	0.2920	0.0027
CM	0.0000	0.0561	0.0983	0.1163	0.1057	0.0699	0.0185	-0.0347	-0.0754	-0.0930	-0.0830	-0.0488	-0.0005

表 3.8 当舵角の計算結果（1 万 TEU コンテナ船）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.0	0.1	0.3	0.4	0.6	0.8	1.0	1.1	1.1	1.0	0.8	0.4	0.0
K=2	0.0	0.5	1.0	1.7	2.5	3.3	4.1	4.5	4.5	4.1	3.1	1.7	0.0
K=3	0.0	1.1	2.3	3.9	5.7	7.5	9.1	10.1	10.2	9.1	6.9	3.7	0.0
K=4	0.0	1.9	4.2	6.9	10.1	13.3	16.2	18.0	18.2	16.3	12.3	6.6	0.1
K=5	0.0	3.0	6.5	10.8	15.7	20.9	25.3	28.1	28.4	25.4	19.2	10.4	0.1
K=6	0.0	4.3	9.4	15.5	22.6	30.0	36.5	40.5	40.8	36.6	27.7	15.0	0.1
K=7	0.0	5.9	12.8	21.1	30.8	40.9	49.7	55.2	55.6	49.8	37.6	20.4	0.2
K=3.6	0.0	1.6	3.4	5.6	8.1	10.8	13.1	14.6	14.7	13.2	10.0	5.4	0.1

表 3.9 漂流角の計算結果（1 万 TEU コンテナ船）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.0	0.0	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0
K=2	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.4	0.3	0.3	0.2	0.2	0.1	0.1	0.0
K=3	0.0	0.3	0.5	0.7	0.8	0.8	0.8	0.7	0.6	0.4	0.3	0.1	0.0
K=4	0.0	0.5	0.9	1.2	1.4	1.5	1.4	1.2	1.0	0.7	0.5	0.2	0.0
K=5	0.0	0.8	1.4	1.9	2.2	2.3	2.2	1.9	1.5	1.1	0.7	0.4	0.0
K=6	0.0	1.1	2.1	2.8	3.2	3.3	3.1	2.7	2.2	1.6	1.1	0.5	0.0
K=7	0.0	1.5	2.8	3.8	4.4	4.5	4.2	3.7	3.0	2.2	1.4	0.7	0.0
K=3.6	0.0	0.4	0.7	1.0	1.2	1.2	1.1	1.0	0.8	0.6	0.4	0.2	0.0

(2) 30 万 VLOC (満載)

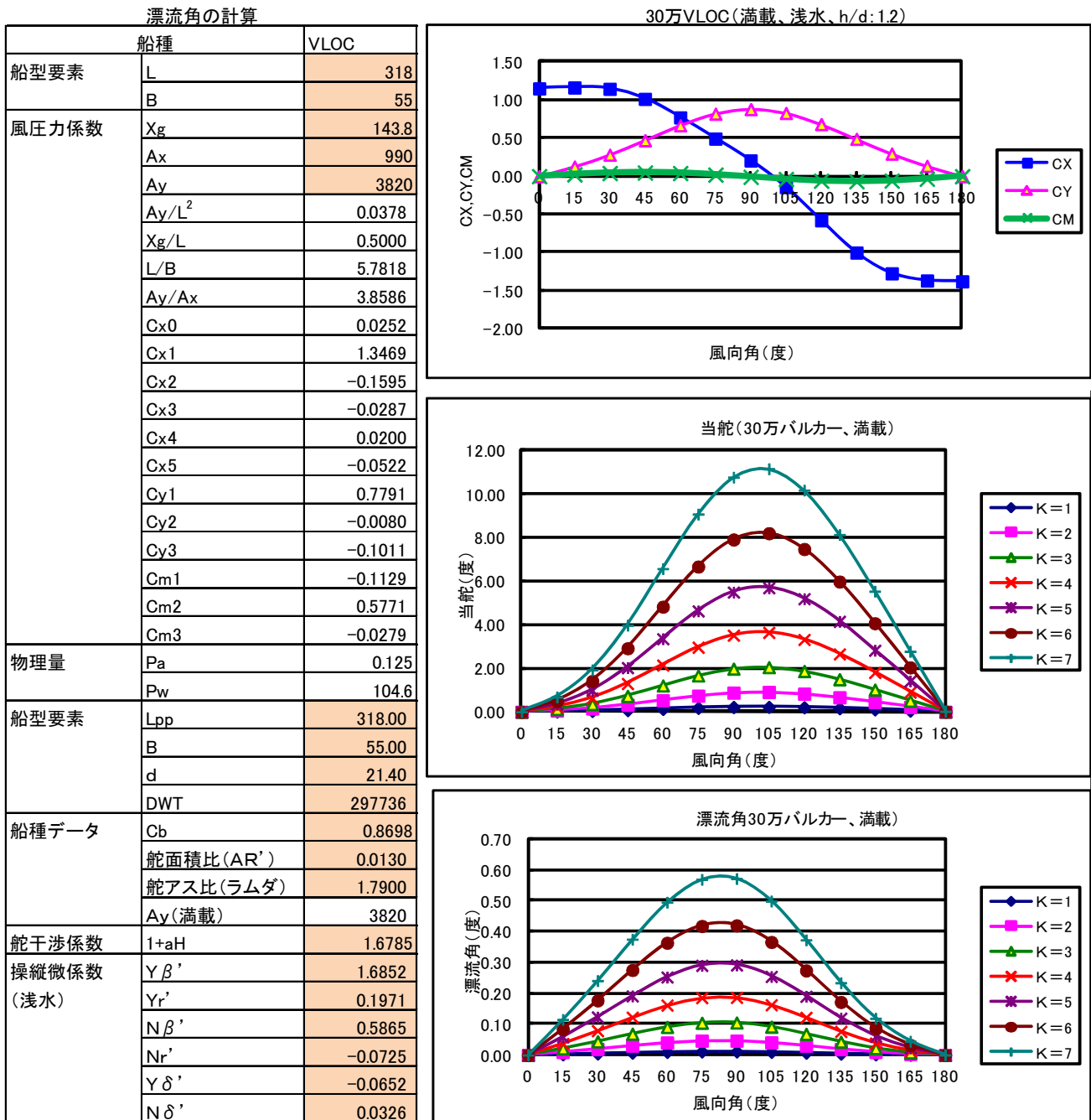


図 3.14 風圧力係数および漂流角の計算結果 (30 万 VLOC (満載))

以下に、風圧抵抗係数・風圧モーメント係数の算出結果と、平衡状態における舵角および漂流角の計算結果を示す。

舵角の表中の網掛けは、K が舵角 15 度になる値の風向角と K 値を示し、漂流角の表中の網掛けは、前述の K 値における漂流角の最大値を示す。

この K 値および漂流角にて後述の基本幅員を算出する。

表 3.10 CX、CY、CM の計算結果（30 万 VLOC、満載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
風向角(ラジ)	0.000	0.262	0.523	0.785	1.046	1.308	1.570	1.831	2.093	2.354	2.616	2.878	3.139
CX	1.152	1.164	1.147	1.015	0.772	0.493	0.206	-0.143	-0.578	-1.002	-1.275	-1.370	-1.380
CY	0.000	0.126	0.281	0.471	0.667	0.820	0.880	0.829	0.683	0.489	0.297	0.135	0.001
CM	0.000	0.024	0.042	0.048	0.040	0.020	-0.008	-0.038	-0.060	-0.068	-0.059	-0.034	0.000

表 3.11 当舵角の計算結果（30 万 VLOC、満載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.00	0.01	0.04	0.08	0.13	0.18	0.21	0.22	0.20	0.16	0.11	0.05	0.00
K=2	0.00	0.05	0.15	0.31	0.51	0.71	0.84	0.87	0.80	0.64	0.43	0.22	0.00
K=3	0.00	0.12	0.34	0.70	1.16	1.60	1.90	1.96	1.79	1.43	0.98	0.49	0.00
K=4	0.00	0.21	0.60	1.24	2.06	2.84	3.37	3.49	3.18	2.55	1.73	0.87	0.01
K=5	0.00	0.33	0.94	1.94	3.21	4.44	5.27	5.46	4.98	3.98	2.71	1.36	0.01
K=6	0.00	0.48	1.36	2.80	4.62	6.39	7.58	7.86	7.17	5.73	3.90	1.96	0.02
K=7	0.00	0.65	1.85	3.81	6.29	8.70	10.32	10.69	9.75	7.80	5.31	2.66	0.02

表 3.12 漂流角の計算結果（30 万 VLOC、満載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.00	0.00	0.00	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.00	0.00	0.00	0.00
K=2	0.00	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	0.05	0.04	0.03	0.02	0.01	0.00	0.00
K=3	0.00	0.02	0.04	0.07	0.09	0.10	0.10	0.09	0.07	0.04	0.02	0.01	0.00
K=4	0.00	0.04	0.08	0.12	0.16	0.19	0.19	0.16	0.12	0.08	0.04	0.01	0.00
K=5	0.00	0.06	0.12	0.19	0.25	0.29	0.29	0.25	0.19	0.12	0.06	0.02	0.00
K=6	0.00	0.08	0.18	0.28	0.36	0.42	0.42	0.37	0.27	0.17	0.09	0.03	0.00
K=7	0.00	0.12	0.24	0.37	0.49	0.57	0.57	0.50	0.37	0.23	0.12	0.04	0.00

(3) 30 万 VLOC (半載)

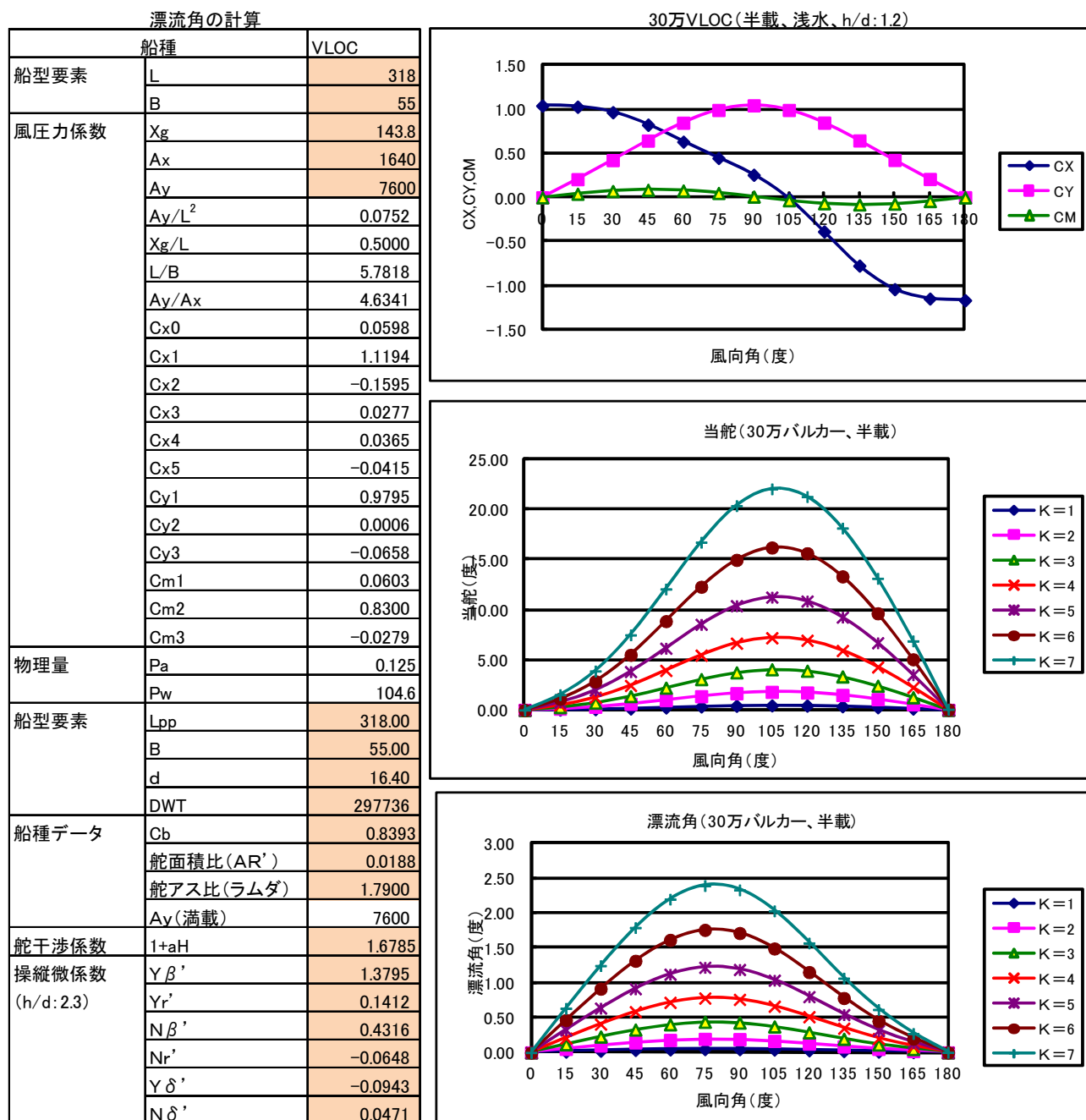


図 3.15 風圧力係数および漂流角の計算結果 (30 万 VLOC (半載) )



以下に、風圧抵抗係数・風圧モーメント係数の算出結果と、平衡状態における舵角および漂流角の計算結果を示す。

舵角の表中の網掛けは、K が舵角 15 度になる値の風向角と K 値を示し、漂流角の表中の網掛けは、前述の K 値における漂流角の最大値を示す。

この K 値および漂流角にて後述の基本幅員を算出する。

表 3.13 CX、CY、CM の計算結果（30 万 VLOC、半載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
風向角(ラジ)	0.000	0.262	0.523	0.785	1.046	1.308	1.570	1.831	2.093	2.354	2.616	2.878	3.139
CX	1.042	1.030	0.967	0.825	0.633	0.447	0.257	-0.012	-0.387	-0.776	-1.042	-1.150	-1.169
CY	0.000	0.207	0.424	0.646	0.848	0.993	1.045	0.993	0.849	0.647	0.425	0.208	0.002
CM	0.000	0.041	0.072	0.085	0.077	0.049	0.009	-0.033	-0.067	-0.081	-0.072	-0.042	0.000

表 3.14 当舵角の計算結果（30 万 VLOC、半載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.00	0.03	0.09	0.17	0.27	0.38	0.46	0.50	0.48	0.41	0.30	0.16	0.00
K=2	0.00	0.14	0.35	0.68	1.09	1.51	1.84	1.99	1.92	1.64	1.18	0.62	0.01
K=3	0.00	0.31	0.79	1.52	2.45	3.40	4.14	4.48	4.32	3.68	2.66	1.40	0.01
K=4	0.00	0.55	1.40	2.70	4.35	6.04	7.36	7.96	7.68	6.55	4.74	2.49	0.02
K=5	0.00	0.86	2.19	4.22	6.80	9.44	11.49	12.44	12.00	10.23	7.40	3.88	0.04
K=6	0.00	1.23	3.15	6.08	9.79	13.59	16.55	17.91	17.28	14.73	10.66	5.59	0.05
K=7	0.00	1.68	4.29	8.28	13.33	18.49	22.53	24.38	23.52	20.05	14.51	7.61	0.07
K=5.7	0.0	1.1	2.8	5.5	8.8	12.3	14.9	16.2	15.6	13.3	9.6	5.0	0.0

表 3.15 漂流角の計算結果（30 万 VLOC、半載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.00	0.01	0.03	0.04	0.05	0.05	0.05	0.05	0.04	0.02	0.01	0.01	0.00
K=2	0.00	0.06	0.11	0.16	0.20	0.22	0.21	0.18	0.14	0.10	0.06	0.02	0.00
K=3	0.00	0.13	0.25	0.36	0.45	0.49	0.47	0.41	0.32	0.22	0.13	0.06	0.00
K=4	0.00	0.23	0.45	0.65	0.79	0.86	0.84	0.73	0.57	0.38	0.22	0.10	0.00
K=5	0.00	0.36	0.70	1.01	1.24	1.35	1.31	1.14	0.88	0.60	0.35	0.15	0.00
K=6	0.00	0.51	1.01	1.45	1.78	1.94	1.89	1.65	1.27	0.86	0.50	0.22	0.00
K=7	0.00	0.70	1.38	1.98	2.43	2.64	2.57	2.24	1.73	1.18	0.68	0.30	0.00
K=5.7	0.0	0.5	0.9	1.3	1.6	1.8	1.7	1.5	1.1	0.8	0.5	0.2	0.0

(4) ポストパナマックスバルカー（満載）

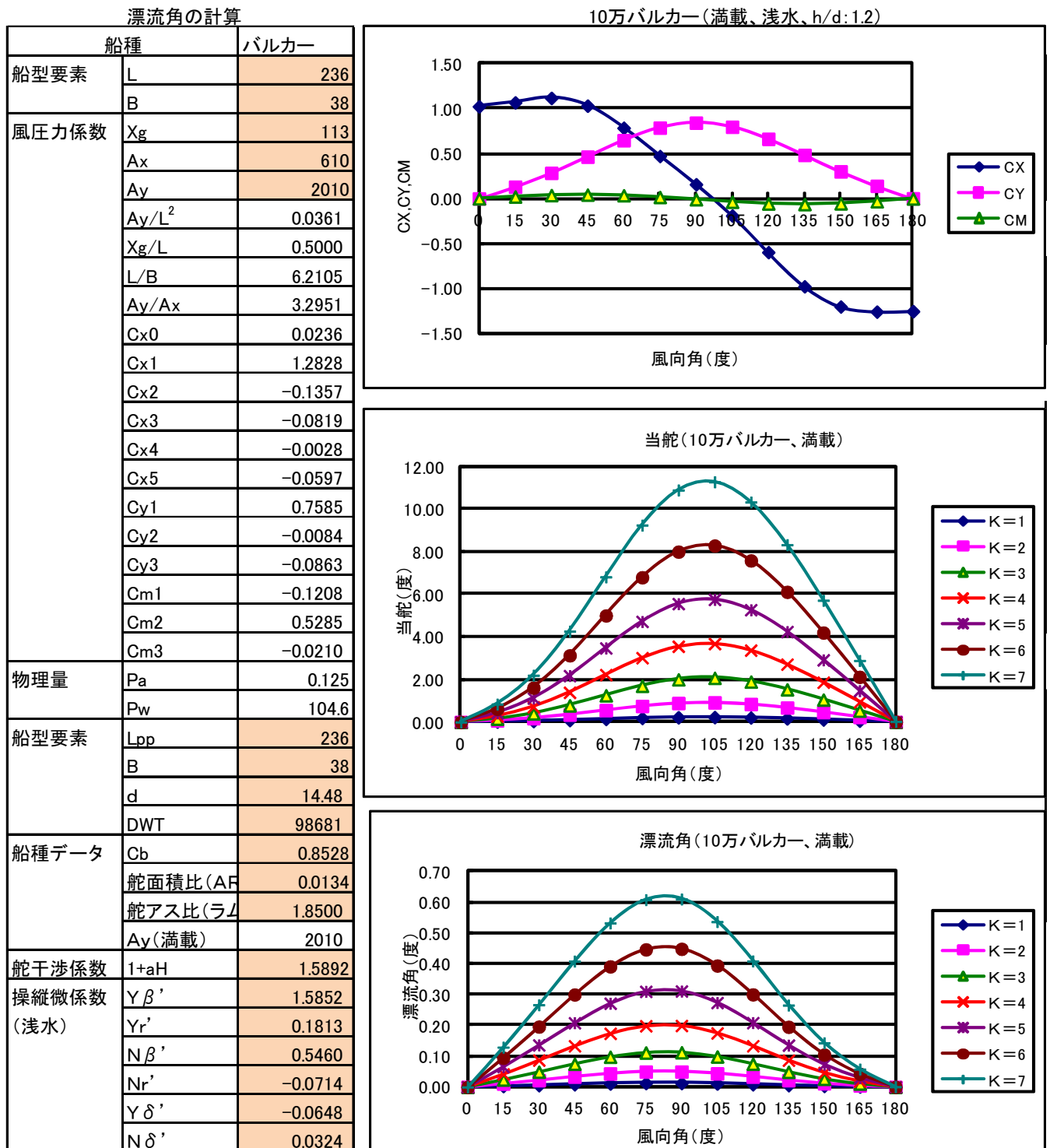


図 3.16 風圧力係数および漂流角の計算結果（ポストパナマックスバルカー（満載））

以下に、風圧抵抗係数・風圧モーメント係数の算出結果と、平衡状態における舵角および漂流角の計算結果を示す。

舵角の表中の網掛けは、K が舵角 15 度になる値の風向角と K 値を示し、漂流角の表中の網掛けは、前述の K 値における漂流角の最大値を示す。

この K 値および漂流角にて後述の基本幅員を算出する。

表 3.16 CX、CY、CM の計算結果（ポストパナマックスバルカー、満載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
風向角(ラジ)	0.000	0.262	0.523	0.785	1.046	1.308	1.570	1.831	2.093	2.354	2.616	2.878	3.139
CX	1.026	1.070	1.120	1.034	0.787	0.473	0.158	-0.190	-0.598	-0.979	-1.204	-1.261	-1.256
CY	0.000	0.131	0.285	0.466	0.649	0.789	0.845	0.798	0.665	0.485	0.301	0.141	0.001
CM	0.000	0.022	0.038	0.043	0.035	0.016	-0.010	-0.036	-0.056	-0.063	-0.054	-0.031	0.000

表 3.17 当舵角の計算結果（ポストパナマックスバルカー、満載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.00	0.02	0.04	0.08	0.13	0.18	0.21	0.21	0.20	0.16	0.11	0.05	0.00
K=2	0.00	0.06	0.17	0.32	0.52	0.70	0.83	0.86	0.78	0.63	0.43	0.22	0.00
K=3	0.00	0.14	0.37	0.73	1.16	1.58	1.86	1.92	1.76	1.42	0.98	0.49	0.00
K=4	0.00	0.26	0.66	1.29	2.06	2.80	3.30	3.42	3.13	2.53	1.73	0.88	0.01
K=5	0.00	0.40	1.04	2.02	3.23	4.38	5.16	5.34	4.90	3.95	2.71	1.37	0.01
K=6	0.00	0.57	1.50	2.91	4.65	6.31	7.43	7.70	7.05	5.68	3.90	1.97	0.02
K=7	0.00	0.78	2.04	3.96	6.32	8.59	10.11	10.47	9.59	7.74	5.31	2.68	0.02

表 3.18 漂流角の計算結果（ポストパナマックスバルカー、満載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.00	0.00	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.00	0.00	0.00
K=2	0.00	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	0.05	0.04	0.03	0.02	0.01	0.00	0.00
K=3	0.00	0.02	0.05	0.08	0.10	0.11	0.11	0.10	0.08	0.05	0.03	0.01	0.00
K=4	0.00	0.04	0.09	0.13	0.17	0.20	0.20	0.18	0.13	0.09	0.05	0.02	0.00
K=5	0.00	0.07	0.14	0.21	0.27	0.31	0.31	0.27	0.21	0.14	0.07	0.03	0.00
K=6	0.00	0.09	0.20	0.30	0.39	0.45	0.45	0.39	0.30	0.20	0.11	0.04	0.00
K=7	0.00	0.13	0.27	0.41	0.53	0.61	0.61	0.54	0.41	0.27	0.14	0.06	0.00

(5) ポストパナマックスバルカー（半載）

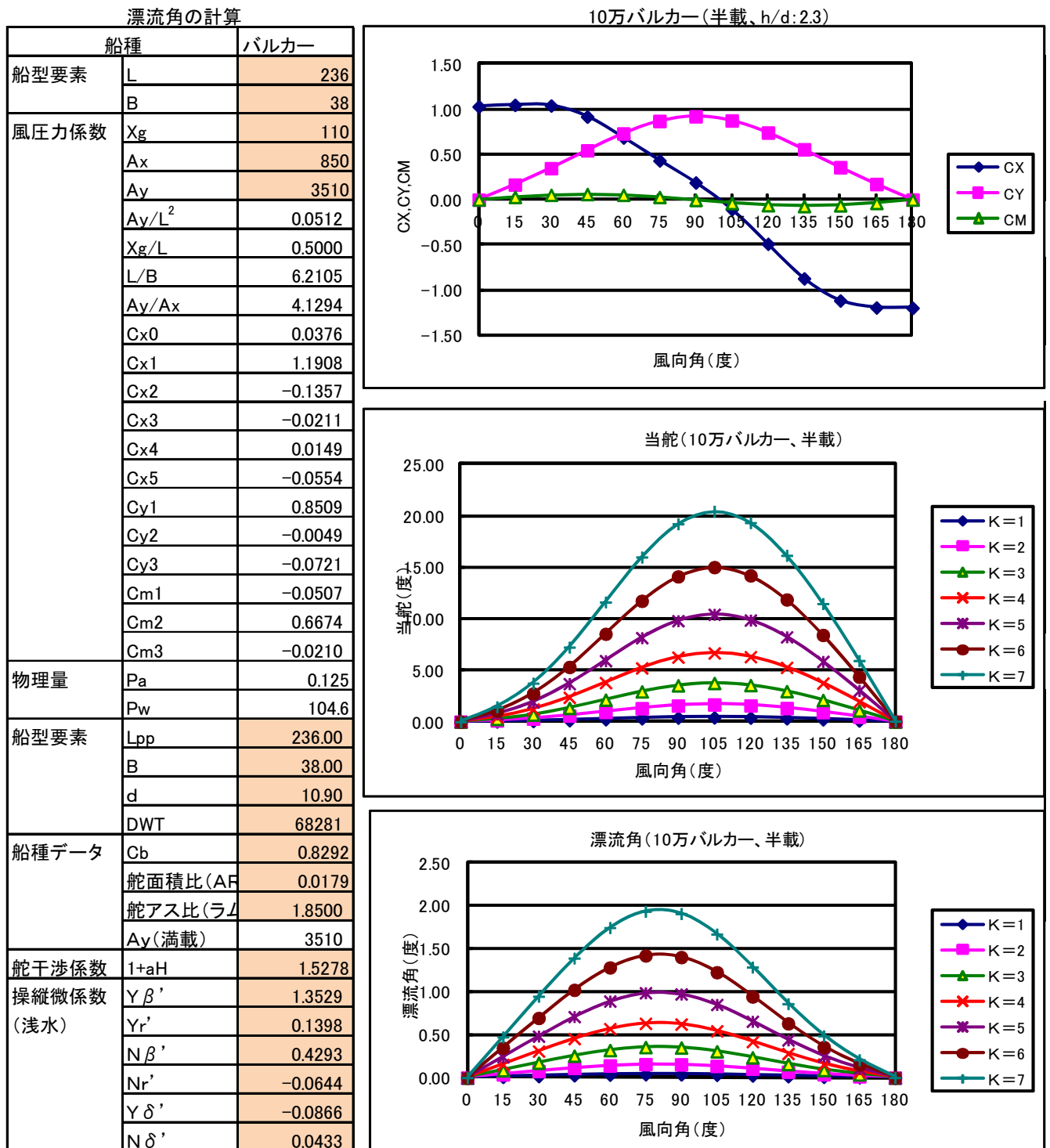


図 3.17 風圧力係数および漂流角の計算結果（ポストパナマックスバルカー（半載））

以下に、風圧抵抗係数・風圧モーメント係数の算出結果と、平衡状態における舵角および漂流角の計算結果を示す。

舵角の表中の網掛けは、K が舵角 15 度になる値の風向角と K 値を示し、漂流角の表中の網掛けは、前述の K 値における漂流角の最大値を示す。

この K 値および漂流角にて後述の基本幅員を算出する。

表 3.19 CX、CY、CM の計算結果（ポストパナマックスバルカー、半載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
風向角(ラジ)	0.000	0.262	0.523	0.785	1.046	1.308	1.570	1.831	2.093	2.354	2.616	2.878	3.139
CX	1.026	1.070	1.120	1.034	0.787	0.473	0.158	-0.190	-0.598	-0.979	-1.204	-1.261	-1.256
CY	0.000	0.131	0.285	0.466	0.649	0.789	0.845	0.798	0.665	0.485	0.301	0.141	0.001
CM	0.000	0.022	0.038	0.043	0.035	0.016	-0.010	-0.036	-0.056	-0.063	-0.054	-0.031	0.000

表 3.20 当舵角の計算結果（ポストパナマックスバルカー、半載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.00	0.02	0.04	0.08	0.13	0.18	0.21	0.21	0.20	0.16	0.11	0.05	0.00
K=2	0.00	0.06	0.17	0.32	0.52	0.70	0.83	0.86	0.78	0.63	0.43	0.22	0.00
K=3	0.00	0.14	0.37	0.73	1.16	1.58	1.86	1.92	1.76	1.42	0.98	0.49	0.00
K=4	0.00	0.26	0.66	1.29	2.06	2.80	3.30	3.42	3.13	2.53	1.73	0.88	0.01
K=5	0.00	0.40	1.04	2.02	3.23	4.38	5.16	5.34	4.90	3.95	2.71	1.37	0.01
K=6	0.00	0.57	1.50	2.91	4.65	6.31	7.43	7.70	7.05	5.68	3.90	1.97	0.02
K=7	0.00	0.78	2.04	3.96	6.32	8.59	10.11	10.47	9.59	7.74	5.31	2.68	0.02

表 3.21 漂流角の計算結果（ポストパナマックスバルカー、半載）

風向角(度)	0	15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180
K=1	0.00	0.00	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.00	0.00	0.00
K=2	0.00	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	0.05	0.04	0.03	0.02	0.01	0.00	0.00
K=3	0.00	0.02	0.05	0.08	0.10	0.11	0.11	0.10	0.08	0.05	0.03	0.01	0.00
K=4	0.00	0.04	0.09	0.13	0.17	0.20	0.20	0.18	0.13	0.09	0.05	0.02	0.00
K=5	0.00	0.07	0.14	0.21	0.27	0.31	0.31	0.27	0.21	0.14	0.07	0.03	0.00
K=6	0.00	0.09	0.20	0.30	0.39	0.45	0.45	0.39	0.30	0.20	0.11	0.04	0.00
K=7	0.00	0.13	0.27	0.41	0.53	0.61	0.61	0.54	0.41	0.27	0.14	0.06	0.00

### 3.2.12 各影響対応幅員の算定

収集した対象船型のデータおよび斜航時の漂流角より、最大舵角 5 度ないし 15 度における以下の影響対応幅員を算定した。

- A) 漂流幅
- B) 側壁影響対応幅員
- C) 行き会い影響対応幅員
- D) 追い越し影響対応幅員

#### (1) 算出方法

##### ① 風、潮流影響による漂流幅の算定

風影響による漂流角 ( $\beta_1$ ) と潮流影響による漂流角 ( $\beta_2$ ) を合計した風、潮流影響による漂流角 ( $\beta$ ) から、次式により風、潮流影響による漂流幅を算定する事が出来る。

$$\beta = \beta_1 + \beta_2$$

$$W(\beta) = Lo_a \cdot \sin\beta + B \cdot \cos\beta$$

ここで

$W(\beta)$  : 風・潮流影響による漂流幅

$Lo_a$  : 対象船舶の全長

$B$  : 対象船舶の船幅

$\beta$  : 風・潮流影響による漂流角

$\beta_1$  : 風影響による漂流角

$\beta_2$  : 潮流影響による漂流角

##### ② ヨーイングによる蛇行量の算定

ヨーイングによる片側の最大蛇行量は、次式により算定する事が出来る。

$$W(y) = U \int_{t=0}^{t=Ty/4} \sin\varphi(t) dt = \frac{1}{4} U \cdot Ty \cdot \sin\varphi_0$$

$W(y)$  : ヨーイングの蛇行量による漂流幅

$U$  : 航海速力

$Ty$  : ヨーイング周期

$\varphi_0$  : 最大ヨーイング角度

$\varphi(t)$  : 時刻  $t$  におけるヨーイング量  $= \varphi_0 \cdot \sin(2\pi t/Ty)$

ここで、対象船舶の  $Ty$ 、 $\varphi_0$  が不明な場合には、危険側の値として  $Ty=12$  秒、 $\varphi_0=4$  度とする事が出来る。

③ 対象船舶の風と潮流およびヨーイングによる影響等に対応するために必要な基本操船幅員 $W_m(\beta, y)$ の算定

風と潮流およびヨーイングによる片側の最大蛇行量は、次式により算定する事が出来る。

$$W_m(\beta, y) = W(\beta) + 2W(y) = Lo_a \cdot \sin\beta + B \cdot \cos\beta + 0.5U \cdot Ty \cdot \sin\phi_0$$

(2)  $W_{bi}$ （側壁影響対応幅員）の算定

① 算定の基本的な考え方

側壁影響に対応する蛇行角は最大 5 度を限度とする。すなわち、最大 5 度の当舵角で側壁影響に対応できるように必要な側壁からの距離を航路側壁影響に対応する為の必要幅員として算定する。

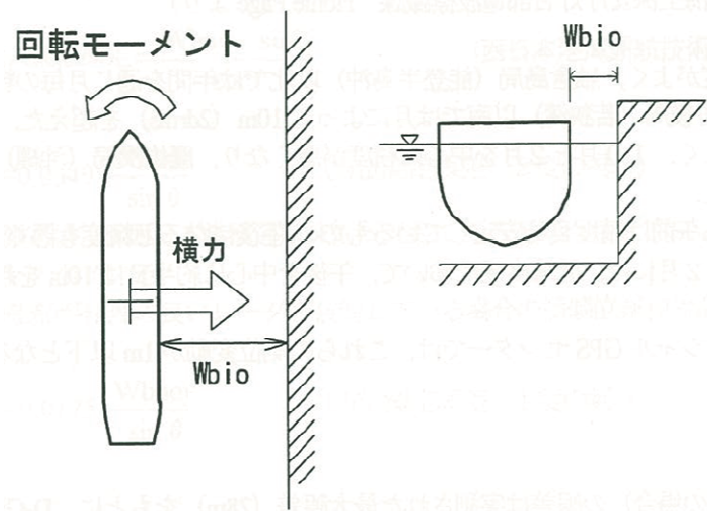


図 3.18 側壁影響対応幅員の考え方

② 具体的な算定手法及び適用式

a) 直立壁の場合での側壁影響対応幅員 ( $W_b : W_{bank}$ ) の算定

次の段階的な算出により、側壁影響対応幅員 ( $W_{bi0}$ ) を算定する事が出来る。

- a) 対象船舶の諸元、船速の設定
- b) 直立壁（片側のみ）により船体に働く横力および回頭モーメントの算定（貴島他の図-1）
- c) 平衡状態方式に基づく必要当舵角の算定
- d) 算定される必要当舵角が 5 度となる側壁影響対応幅員 ( $W_{bi0}$ ) の算定

以下に、b) 以降の段階の具体的な内容をしめす。

b : 貴島他の図-1（図 3.19）から船体に働く横力、回頭モーメントの算定

- 貴島他の図-1（図 3.19）からそれぞれ  $Sp/L$  値に応じた  $C_F$ 、 $C_M$  値を読み取る。ここで、 $C_F (= C_{Fb})$ 、 $C_M (= C_{Mb})$  は次式により定義される値である。
- 貴島他の図-1：貴島、何：側壁近くを航行する船の操船運動（Fig-2.4）、日本造船学会論文集、第 162 号、1983

$$C_{Fb} = \frac{Fb}{0.5 \cdot \rho_w \cdot L \cdot d \cdot U^2}$$

$$C_{Mb} = \frac{Mb}{0.5 \cdot \rho_w \cdot L^2 \cdot d \cdot U^2}$$

ここで

$Spb$  : 船体中心線から岸壁までの距離

$L$  :  $L_{pp}$

$Fb$  : 側壁近傍を航行する船体に作用する横力

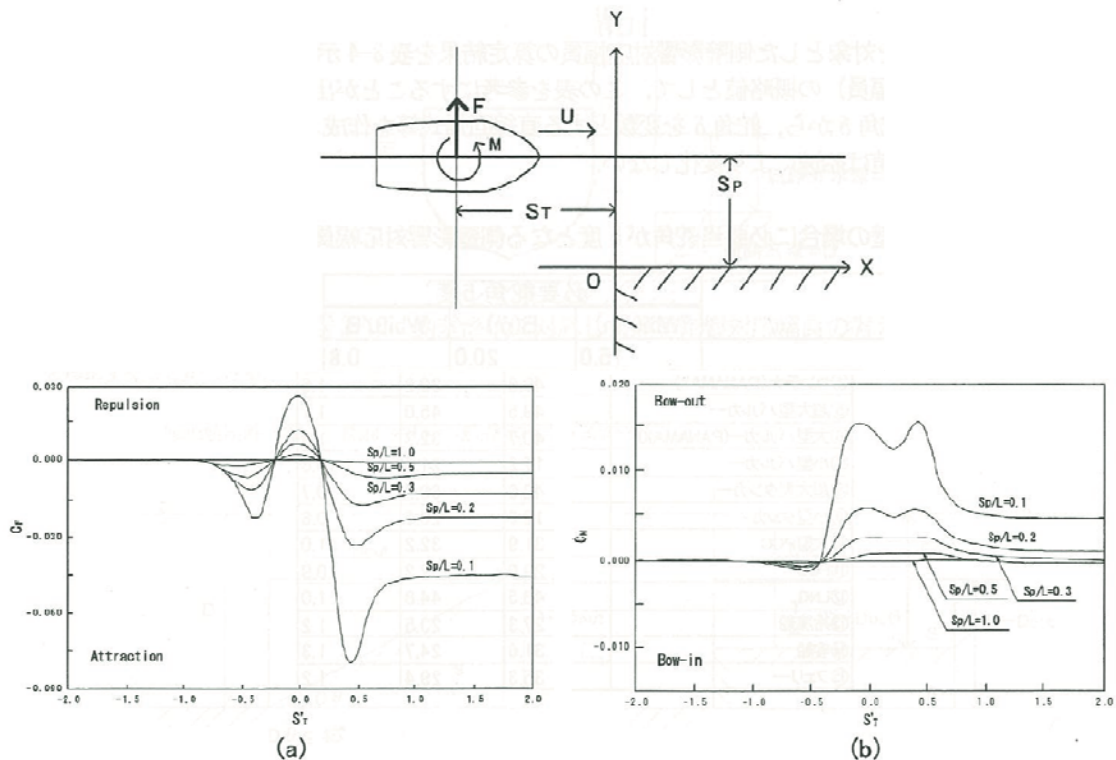
$C_{Fb}$  : 側壁近傍を航行する船体に作用する横力の無次元値

$Mb$  : 側壁近傍を航行する船体に作用する回頭モーメント

$C_{Mb}$  : 側壁近傍を航行する船体に作用する回頭モーメントの無次元値

具体的には、定常状態( $S'_T = S_T/L_{pp} > 1.5$ )の値として

- $C_{Fb}$ については、 $Spb/L=0.1$  では-0.44、 $Spb/L=0.2$  では-0.012 と読み取ることが出来る。
- $C_{Mb}$ については、 $Spb/L=0.1$  では 0.005、 $Spb/L=0.2$  では-0.0005 と読み取ることが出来る。



The effect of  $Sp$  on lateral force and yaw moment acting on a ship in the proximity of bank wall with wedge angle

図 3.19 側壁近くを航行する船の操縦運動（浅海域  $D/d=1.2$ ）（貴島他図-1）



c：運動方程式に基づく舵角及び漂流角の算定

舵角 $\delta$ 、漂流角 $\beta$ において航行する船舶の平衡状態の方程式は次式により示される。

$$\begin{aligned} -C_{Fb} + Y'_{\beta} \cdot \beta + Y'_{\delta} \cdot \delta &= 0 \\ -C_{Mb} + N'_{\beta} \cdot \beta + N'_{\delta} \cdot \delta &= 0 \end{aligned}$$

この方程式から、次式により舵角 $\delta$ 、漂流角 $\beta$ を算定する。

d：側壁影響対応幅員（Wbi0）の算定

それぞれの Ppb/L 値から算定される舵角 $\delta$ の結果に基づき、逆に舵角 $\delta$ が 5 度となる Spb を推定する。ただし、この Spb は船体中心からの側壁までの距離であることから次式により Wbi0 を計算する。

$$Wbi0 = Spb - 0.5B$$

(3) Wc（行き会い影響対応幅員）の算定

① 算定の基本的な考え方

行き会いの場合は、側壁影響の場合と異なり影響を受けるのは比較的短時間であることから、行き会いの影響に対応する当舵角は最大 15 度とする。すなわち、最大 15 度の当舵角での行き会いの影響に対応できるように必要な 2 船間の距離を行き会いの影響に対応するための必要幅員として算定する。

なお、本船は図 3.20 に示すように航路中心線に対して斜航の状況であるが、ここでは点線の形状で示すように危険側の状態を想定している。

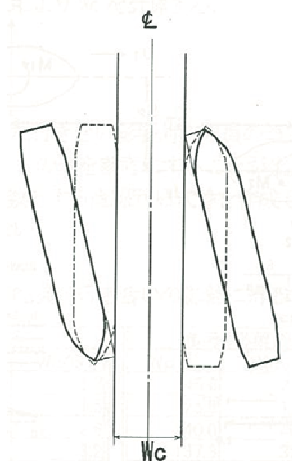


図 3.20 行き会いの影響対応幅員の考え方

## ② 具体的な算定手法および適用式

次の段階的な計算により同一船型で同一速度で行き会う場合の行き会い影響対応幅員(Wc : Wcenter)を算定することが出来る。

- 行き会いの対象船舶の諸元、速度の設定
- 行き会いの状態において船舶に働く横力及び回頭モーメントの算定
- 平衡状態方程式に基づく必要当舵角の算定
- 算定される必要当舵角が 15 度となる行き会い影響対応幅員の算定

以下に、b)以降の段階の具体的な内容をしめす。

b : 貴島他の図-4 (図 3.21) から船体に働く横力、回頭モーメントの算定

- 貴島他の図-4 (図 3.21) からそれぞれ  $S_p/L$  値に応じた  $C_F$ 、 $C_M$  値を読み取る。ここで  $C_F (= C_{Fc})$ 、 $C_M (= C_{Mc})$  は次式により定義される値である。
- 貴島他の図-4 : 貴島、安川 : 狭水路中を航行する船の操船性能、日本造船学会論文集、第 156 号、1984

$$C_{Fc} = \frac{F_c}{0.5 \cdot \rho_w \cdot L \cdot d \cdot U^2}$$
$$C_{Mc} = \frac{M_c}{0.5 \cdot \rho_w \cdot L^2 \cdot d \cdot U^2}$$

ここで

$S_{pc}$  : 船体中心線間の距離

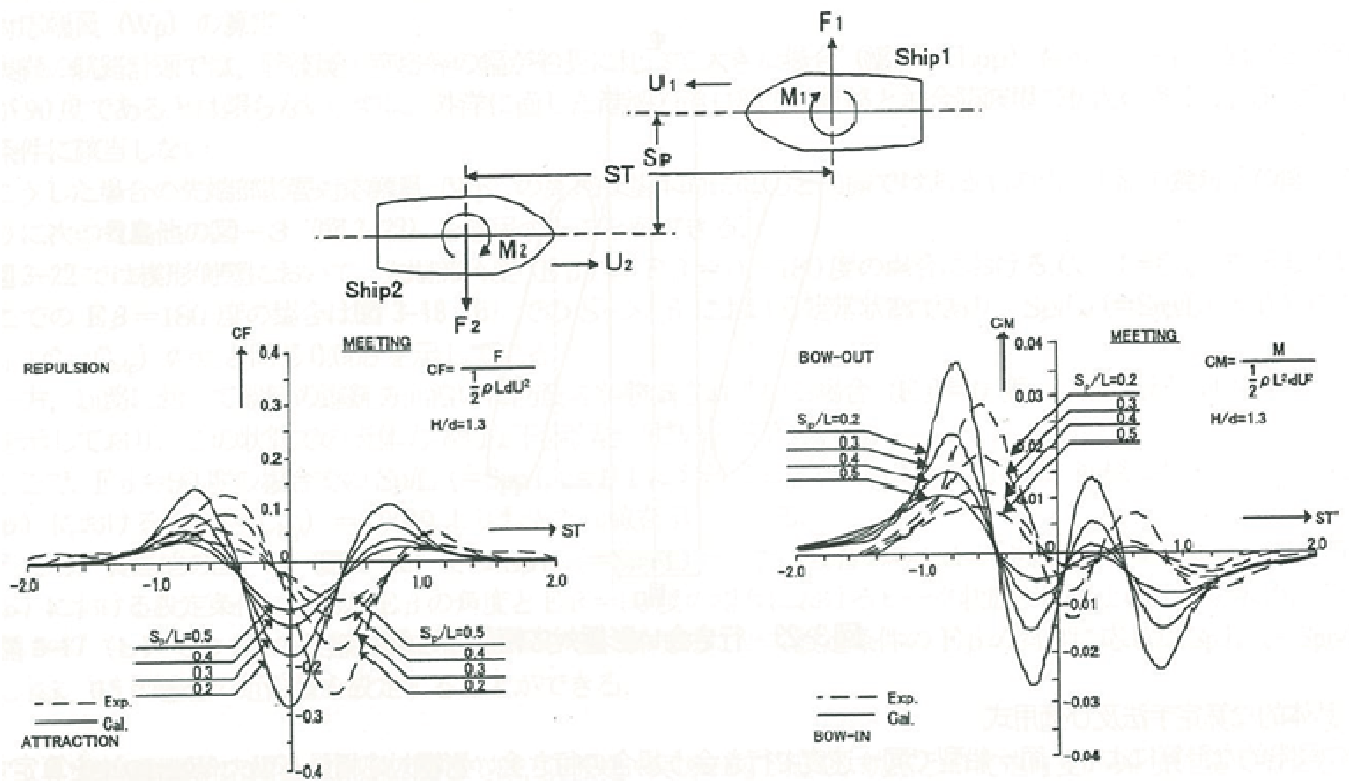
$L$  :  $L_{pp}$

$F_c$  : 行き会い航行において船体に作用する横力

$C_{Fc}$  : 行き会い航行において船体に作用する横力の無次元値

$M_c$  : 行き会い航行において船体に作用する回頭モーメント

$C_{Mc}$  : 行き会い航行において船体に作用する回頭モーメントの無次元値



Lateral force and yaw moment acting on ship 1 in meeting

図 3.21 行き会い船の吸引力及び反発モーメント（浅海域  $D/d=1.3$ ）（貴島他の図-4）

c: 運動方程式に基づく舵角及び漂流角の算定

行き会いの場合の平衡状態は側壁影響の場合とは異なり、影響を受けるのは比較的短時間であることから、船舶が直進状態から急激に定常値の斜航角に達することはない。この場合、斜航角の発達とは殆どないと考えられるので、

$$-C_{Fc} + Y'_\beta \cdot \beta + Y'_\delta \cdot \delta = 0$$

$$-C_{Mc} + N'_\beta \cdot \beta + N'_\delta \cdot \delta = 0$$

で示される通量の平衡状態方程式は  $\beta=0$  とすることにより次式により示される。

$$-C_{Mc} + N'_\delta \cdot \delta = 0$$

この方程式から、次式により舵角  $\delta$  を算定する。

$$\delta = \frac{C_{Mc}}{N'_\delta}$$

この結果、図 3.21 における  $C_M (= C_{Mc})$  の値のみの読み取りが必要となる。なお、ここでは実験結果と計算結果が示されているが、値が大きい（危険側となる）計算結果を優先することとし、 $C_{Mc}$  値として  $Spc/L=0.2$  では 0.035、 $Spc/L=0.3$  では 0.022、 $Spc/L=0.4$  では 0.015、 $Spc/L=0.5$  では 0.010 と読み取ることが出来る。

d : 行き会い影響対応幅員 (Wc) の算定

- それぞれの Spc/L 値から算定される舵角 $\delta$ の結果に基づき、逆に舵角 $\delta$ が 15 度となる Spc を推定する。ただし、この Spc は船体中心線間の距離であることから次式により Wc を計算する。

$$Wc = Spc - (0.5B + 0.5B) = Spc - B$$

#### (4) Wov (追い越し影響対応幅員) の算定

##### ① 算定の基本的な考え方

追い越しの影響に対応する当舵角は最大 5 度とする。すなわち、最大 5 度の当舵角での追い越しの影響に対応できるように必要な 2 船間の距離を追い越しの影響に対応するための必要幅員として算定する。

なお、算定方法は行き会い影響対応幅員と基本的に同様である。

なお、本船は図 3.22 に示すように斜航の状況であるが、ここでは点線の形状で示すように危険側の算定となる追い越し状態を想定している。

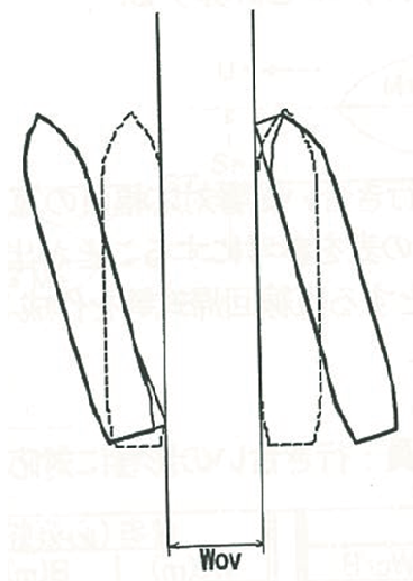


図 3.22 追い越しの影響対応幅員の考え方

② 同一船型を対応とした場合の具体的な算定手法および適用式

次の段階的な計算により同一船型を対象とした追い越し影響対応幅員 (Wov: Wovertake) を算定することが出来る。

- 追い越しの対象船舶の諸元、速度の設定
- 追い越しの状態において船舶に働く横力及び回頭モーメントの算定 (Lee 他 の図-1)
- 平衡状態方程式に基づく必要当舵角の算定
- 算定される必要当舵角が 5 度となる行き会い影響対応幅員の算定

以下に、b) 以降の段階の具体的な内容をしめす。

b : Lee 他 の図-1 (図 3.23) から船体に働く横力、回頭モーメントの算定

- Lee 他 の図-1 (図 3.23) から  $Sp_{12}/L_1$  値に応じた  $C_{Fi}$ 、 $C_{Mi}$  値を読み取る。ここで  $C_{Fi}(=C_{Fovi})$ 、 $C_{Mi}(=C_{Movi})$  は次式により定義される値である。
- Lee 他 の図-1 : Lee, KIJIMA : On the Safe Navigation Including the Interaction Forces Between Ship and Ship : 西部造船会々報、第 104 号、2002

$$C_{Fovi} = \frac{F_{ovi}}{0.5 \cdot \rho_w \cdot L_i \cdot d_i \cdot U_i^2}$$

$$C_{Movi} = \frac{M_{ovi}}{0.5 \cdot \rho_w \cdot L_i \cdot d_i \cdot U_i^2}$$

ここで

$Sp_{12}$  : 船体中心線間の距離

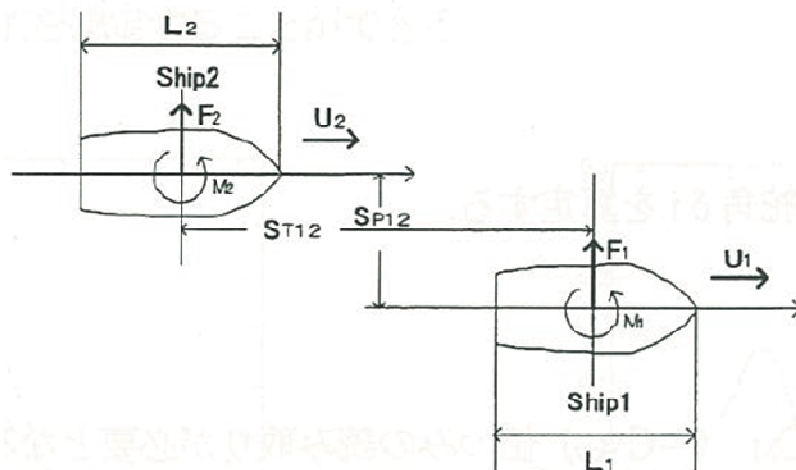
$L$  :  $L_{pp}$

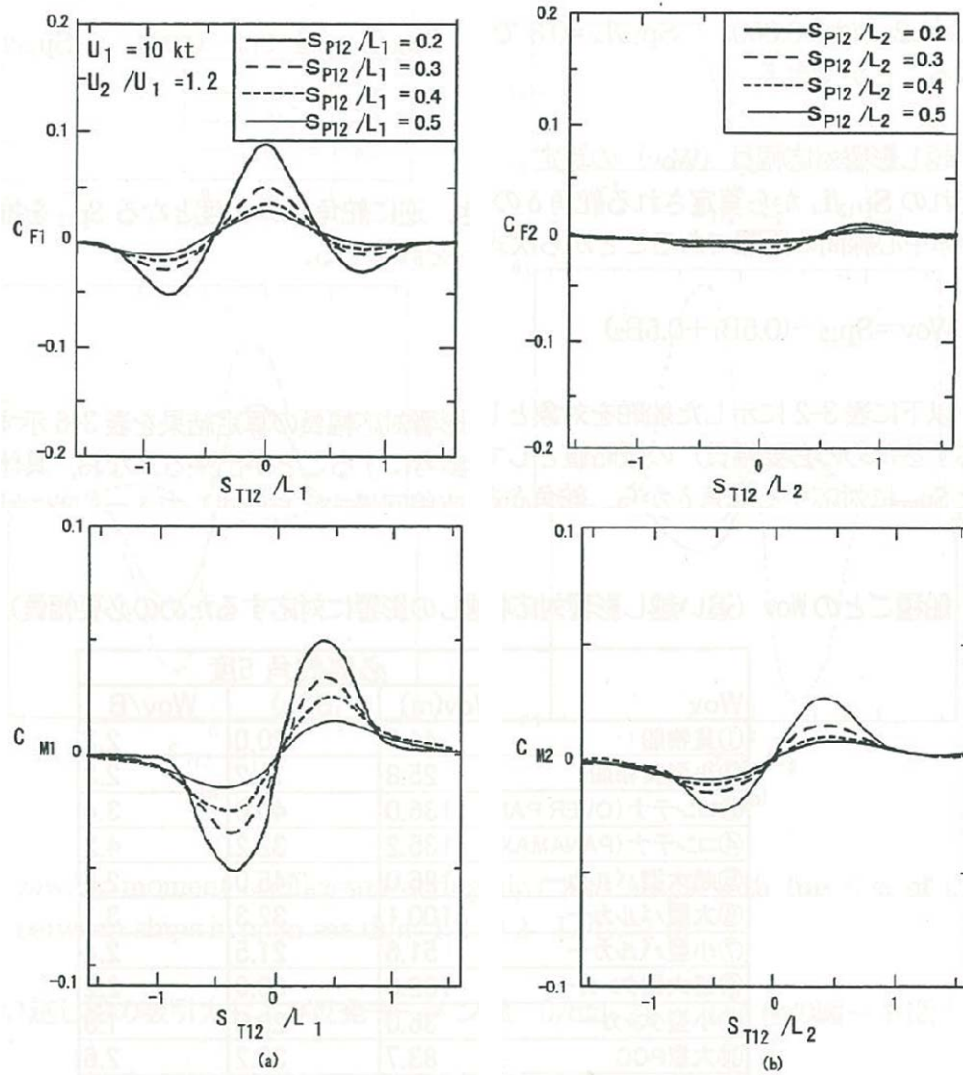
$F_{ovi}$  : 追い越し航行において船体に作用する横力

$C_{Fovi}$  : 追い越し航行において船体に作用する横力の無次元値

$M_{ovi}$  : 追い越し航行において船体に作用する回頭モーメント

$C_{Movi}$  : 追い越し航行において船体に作用する回頭モーメントの無次元値





Lateral force and yawing moment coefficients acting on the ship 1 and ship 2 with function of the lateral distance between ships in open sea ( $h/d=1.2$   $U_2/U_1=1.2$ )

図 3.23 追い越し船の吸引力及び反発モーメント（浅海域  $D/d=1.2$ ）（Lee 他 の図-1（1））

c : 運動方程式に基づく舵角及び漂流角の算定

- 追い越しの場合の平衡状態は行き会いの場合と同様に、影響を受けるのは比較的短時間であることから、船舶が直進状態から急激に定常値の斜航角に達することはない。

- この場合、斜航角の発達とは殆どないと考えられるので、

$$-C_{F\beta i} + Y'_{\beta i} \cdot \beta i + Y'_{\delta i} \cdot \delta i = 0$$

$$-C_{M\beta i} + N'_{\beta i} \cdot \beta i + N'_{\delta i} \cdot \delta i = 0$$

で示される通常の平衡状態方程式は  $\beta=0$  とすることにより次式により示される。

$$-C_{M\delta i} + N'_{\delta i} \cdot \delta i = 0$$

この方程式から、次式により舵角 $\delta_i$ を算定する。

$$\delta_i = \frac{C_{Movi}}{N_{\delta_i}}$$

この結果、図 3.23 における $C_M (= C_{Mov})$ の値のみの読み取りが必要となる。なお、図 3.23 における  $D/d=1.2$ 、 $U_1=10kt$ 、 $U_1/U_2=1.2$  の場合では $C_{Movi} > C_{Mov2}$ 、であることから $C_{Mov1}$ 値を対象とする。ここで、 $C_{Mov1}$ 値については $Sp_{12}/L_1 = 0.2$ では-0.050、 $Sp_{12}/L_1 = 0.3$ では-0.035、 $Sp_{12}/L_1 = 0.4$ では-0.024、 $Sp_{12}/L_1 = 0.5$ では-0.019 と読み取ることが出来る。

d：追い越し影響対応幅員（Wov）の算定

- それぞれの $Sp_{12}/L$ から算定される舵角 $\delta$ の結果に基づき、逆に舵角 $\delta$ が5度となる $Sp_{12}$ を推定する。ただし、この $Sp_{12}$ は船体中心線間の距離であることから次式により Wov を計算する。

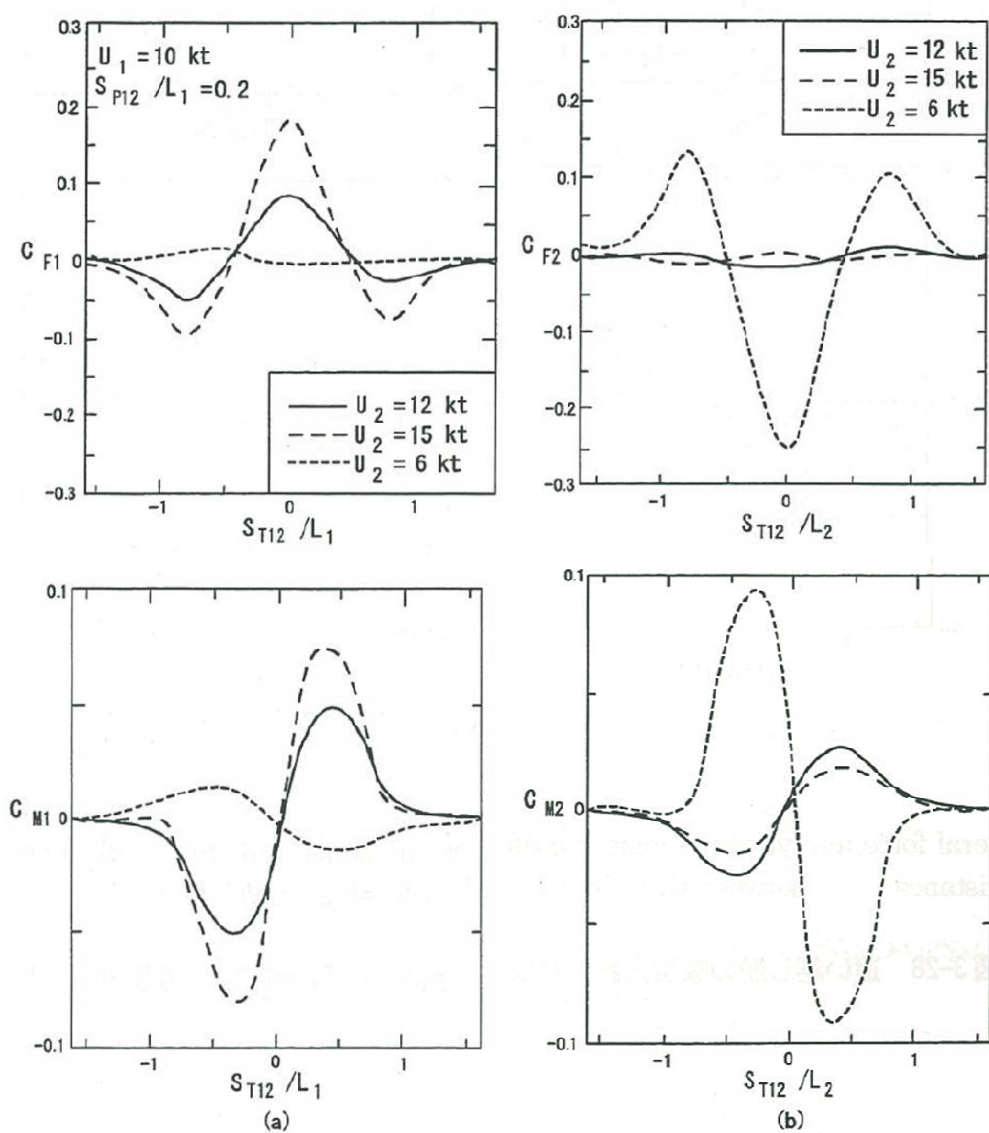
$$Wov = Sp_{12} - (0.5B_1 + 0.5B_2)$$

③ 追い越しの相対速度比が異なる場合、対象船舶が異なる場合の具体的な算定手法及び適用式

追い越しの場合には、追い越し相対速度比も様々な値となり、また対象船型が異なることが想定される。こうした場合の解析結果については LEE、KIJIMA 論文でしめされているものの（図 3.24、図 3.25） $Sp_{12}/L_1 = 0.2$ の場合のみしか示されていない。

このため、設定条件及び図 3.24、図 3.25 から条件に対応した $Sp_{12}/L_1 = 0.2$ の場合のピーク状態での値を読み取る。 $Sp_{12}/L_1 = 0.3$ 、 $0.4$ 、 $0.5$ の場合近似値を設定することが出来る。

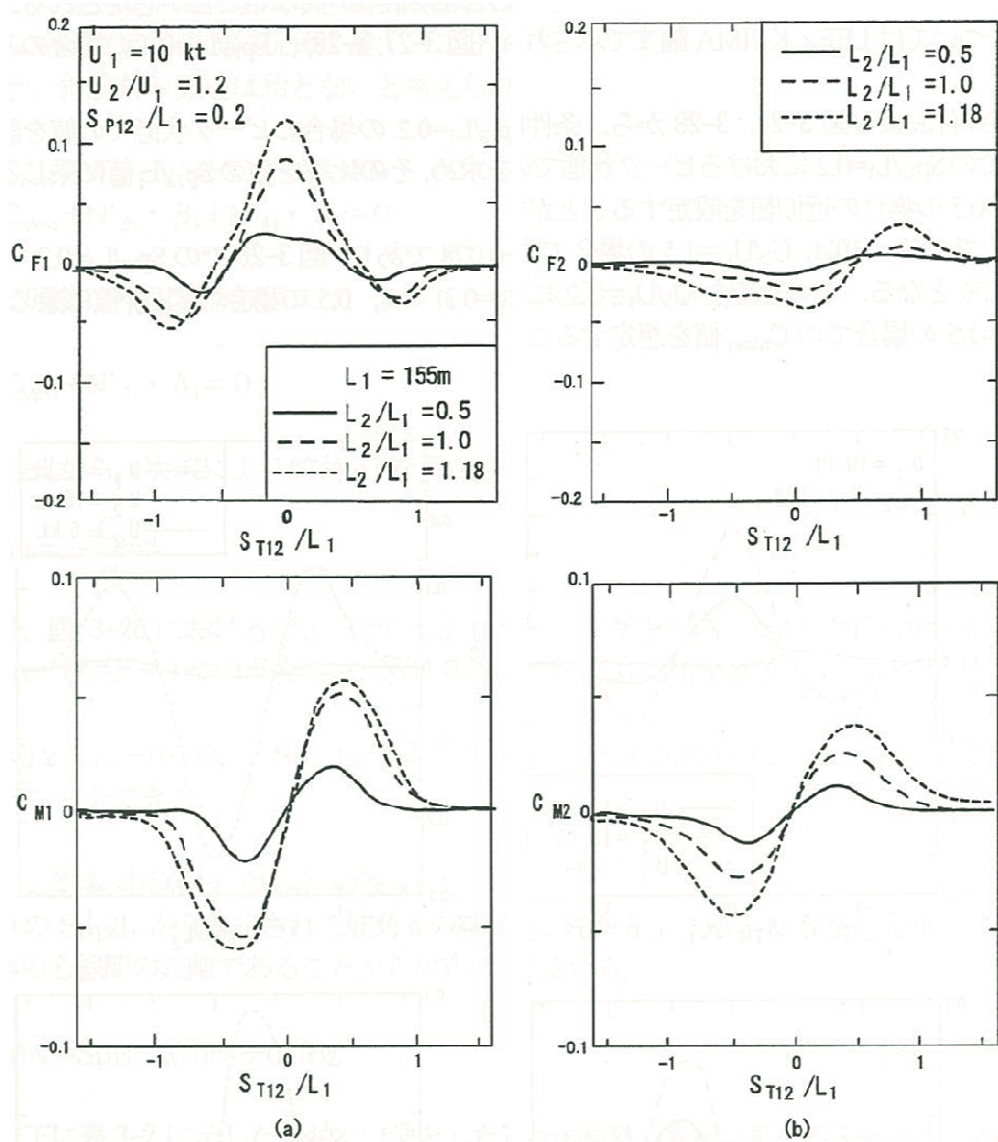
例えば図 3.24 での $U_1=10kt$ 、 $U_2/U_1=1.5$ の場合での $C_{Mov1}$ 値は-0.078 であり、図 3.23 での $Sp_{12}/L_1 = 0.2$ での-0.050 に対する比率は 1.56 となる。この比率を $U_1/U_2=1.2$ における $Sp_{12}/L_1 = 0.3$ 、 $0.4$ 、 $0.5$ の場合の $C_{Mov1}$ 値に乘じることで、 $U_1=10kt$ 、 $U_2/U_1=1.5$  の場合での $C_{Mov1}$ 値を想定することが出来る。



Lateral force yawing moment coefficients acting on the ship 1 and ship 2 with function of the lateral distance between ships in open sea ( $h/d=1.2$   $s_{P12}/L_1 = 0.2$   $L_2/L_1 = 1.0$ )

図 3.24 追い越し船の吸引力及び反発モーメント (浅海域  $D/d=1.2$ ) (Lee 他 の図-1 (2))





Lateral force yawing moment coefficients acting on the ship 1 and ship 2 with function of the lateral distance between ships in open sea ( $h/d=1.2$   $S_{P12}/L_1 = 0.2$   $U_2/U_1 = 1.2$ )

図 3.25 追い越し船の吸引力及び反発モーメント（浅海域  $D/d=1.2$ ）（Lee 他 の図-1（3））

(5) 各影響幅員の算出結果

各影響幅員の算出に先立ち、表 3.22 に主要目、操縦性微係数、漂流幅計算条件を示す。なお船速は 2007 年検討時と同じ 7.5kt とし、K 値（風速／船速）は 7.0 を上限に設定した。

K 値の算出は、コンテナ船の場合（K=3.5）は、表 3.8 の当舵角の計算結果から当舵角 15 度となる最小の K の値を導いている。

表 3.22 影響幅員算出結果

船種	1万TEU コンテナ船	Over PMX コンテナ船	30万 VLOC (満載)	30万 VLOC (半載)	大型バルカー	10万 バルカー (満載)	10万 バルカー (半載)	Panamax バルカー
漂流幅(絶対値)	112.90	101.60	117.30	120.00	89.30	87.60	88.90	79.90
漂流幅(B換算)	2.47	2.54	2.13	2.18	1.98	2.31	2.34	2.47
側壁影響幅(絶対値)	91.00	75.50	95.00	70.00	75.10	69.00	55.00	58.10
側壁影響幅(B換算)	1.99	1.89	1.73	1.27	1.67	1.82	1.45	1.80
行き合い対応幅(絶対値)	175.00	145.00	170.00	145.00	143.80	125.00	122.00	111.30
行き合い対応幅(B換算)	3.82	3.63	3.09	2.64	3.20	3.29	3.21	3.45
追い越し対応幅(絶対値)	256.00	209.10	255.00	208.00	207.00	186.00	165.00	160.70
追い越し対応幅(B換算)	5.59	5.23	4.64	3.78	4.60	4.89	4.34	4.98

### 3.3 既存航路の航行環境における次世代航路基準に基づく必要航路水深の検証

現存最大級の船舶（バルカー、PCC、コンテナ船）について、既存の 5 航路、千葉航路（バルカー）、船橋航路（PCC）、名古屋港東航路および博多航路（コンテナ船）、宇部航路（バルカー）においては、いずれも対象とした船型では満載喫水での入港はできず、喫水調整を要する航路水深であった。

そこで、これら 5 航路について、各船型の入港喫水状態での必要水深を、第 2 区分による計算にて算出した。計算条件については、以下のとおりである。なお、博多港と名古屋港は同条件（水深 15m）で同じ計算結果となる。

- A) 航路条件は既存航路とし、航路外水深は現状水深とした。
- B) 入港喫水条件は、既存航路水深について、喫水の 10%UKC を考慮した喫水とした
- C) 波浪条件は、波高 1.5m、周期 8 秒とした。
- D) 航路と波浪の交角は、「次世代航路基準」にて影響が最大となる 30°とした。
- E) 航行速力は 6kt とした。

表 3.23 に計算結果を示す。全航路とも、船体動揺に関して比較的厳しい波浪条件を考慮したが、受入喫水条件では必要水深は現状の水深よりも浅く、必要となる UKC は、喫水の 7% 程度であった。

各航路での航路水深と必要水深の差分については、約 0.3～0.5m 程度となり、例えば千葉航路のバルカーにおける約 0.5m の差分について、喫水をさらに深めることができれば、貨物量としては、TPC を 160MT/cm とした場合、約 8,250 トン程度の貨物増量について可能性があると考えられる。

30 万 DWT 級のバルカーにおいて、約 8,000 トン／航海は少ない数量ではあるが、年間 10 航海とした場合は約 80,000 トン、10 年で考えると 800,000 トンの輸送量増加にも考えられるため、UKC が 7% で可能となった場合の輸送効率の向上影響は少なくないとする。

現在の港湾基準の照査第 1 区分および PIANC では、港内アプローチ航路における余裕水深（UKC）は、喫水の 10%を確保することが一般的である。

今回の必要水深計算結果より、大きなうねりの影響が少ない港内アプローチ航路においては、各船種・航路とも現状の入港喫水条件では UKC に余裕がある結果となり、波浪条件等によっては UKC を喫水の 10%確保しなくとも航行可能であると考えられる。

これは、気象・海象条件をさらに詳細に検討することによって、個別の港湾・航路と対象となる船舶の操縦性能から、UKC および最大喫水を個別に検討し、場合によっては 10%未満の UKC にて輸送の効率化（輸送量の増大）について可能性が考えられる。

表 3.23 各航路における必要となる UKC

Port	Chiba	Chiba	Hkata (Naogya)	Ube
Channel	Chiba	Funabashi	East	Ube
<b>Channel Depth</b>	<b>18.0m</b>	<b>12.0m</b>	<b>15.0m</b>	<b>13.0m</b>
Vessel type	Bulker	PCC	Container	Bulker
Loa	340.00 m	240.60 m	366.00 m	340.00 m
<b>Arrival draft</b>	<b>16.3 m</b>	<b>10.9 m</b>	<b>13.6 m</b>	<b>11.8 m</b>
Speed	6.0 kt	6.0 kt	6.0 kt	6.0 kt
Wave Hight (H1/3)	1.5m	1.5m	1.5m	1.5m
Wave Period	8.0sec	8.0sec	8.0sec	8.0sec
Depth of channel side	11.0m	7.0m	4.0m	8.0m
Angle of channel and wave	30 deg	30 deg	30 deg	30 deg
<b>D : Required depth</b>	<b>17.46 m</b>	<b>11.63 m</b>	<b>17.01 m</b>	<b>12.73 m</b>
D1 : Squat	0.34 m	0.19 m	0.21 m	0.35 m
D2 : Bow sink	0.00 m	0.00 m	0.00 m	0.00 m
D3 : Bilge keel sink	0.00 m	0.00 m	0.00 m	0.00 m
D4 : Allowance	0.81 m	0.59 m	0.80 m	1.06 m
<b>UKC %</b>	<b>7.1%</b>	<b>6.7%</b>	<b>25.1%</b>	<b>7.9%</b>
<b>D - Channel depth</b>	<b>-0.54 m</b>	<b>-0.37 m</b>	<b>2.01 m</b>	<b>-0.27 m</b>

### 3.4 考察

検証・解析結果をまとめると以下の通りである。

- 日本に入港する主要 4 船種の最大船型を対象とし、港湾基準における航路幅員照査の第 2 区分による計算では、必要幅員は 1 L 未満となる。
- 必要幅員の要素について、Lf が大きく影響し、Lf を 1,000m とした場合概ね各船種とも 0.5～0.6L 程度の必要幅員となる。
- 対象船型が入港する既存航路の環境（幅員・水深・ブイ間隔）において必要幅員を計算すると、各航路とも残幅員が存在する。
- 残幅員を「単航路」として、行き会い船の船型を逆算すると、ほぼ残幅員を 1 L とする船型が航行可能との結果を得た。
- ただし、船型の異なる行き会い状態の 2 船間の相互作用、心理的な余裕などは今後の検討課題があることに留意する必要がある。
- 既存航路を対象とし、対象船種が受入喫水での必要水深を計算した結果、概ね必要 UKC は喫水の 7～8%程度と算出された。
- 余裕水深（UKC）は、喫水の 10%を確保することが、一般的であるが、仮に 7～8%で安全性が確保できれば、長期的に見た場合の輸送効率の向上に繋がる。

## 4 港内アプローチ航路屈曲部設計における AIS 航跡の解析およびシミュレーション手法による検討

### 4.1 検討の前提、背景

2007 年 9 月の「港湾の施設の技術上の基準・同解説 平成 19 年」には、航路の性能規定の照査方法（第 2 区分）として、屈曲部の曲率半径の計算方法が規定された。

照査第 2 区分では、主要な船種では浅海域における曲率半径を計算で求めることができるが、「強風状況などは別途検討する必要がある」との記載もある。

ここでは、この港湾基準における屈曲部の曲率半径および形状について、以下の内容について港内航路での実船の AIS 航跡データの解析およびシミュレーションによる外力影響検討を考慮して検討した。

- ① 実在港湾における航路屈曲部の AIS 航跡データについて、以下の事例収集、航跡から曲率半径を解析・整理した。
  - ◎ 125 度変針 : コンテナ船
  - ◎ 75 度変針 : コンテナ船
  - ◎ 75 度（2 段階）変針 : バルカー
- ② 港湾基準照査第 2 区分における上記船種の屈曲部曲率半径を計算し、①実在港湾における AIS 航跡データからの曲率半径と比較した。
- ③ 現存最大級のコンテナ船を対象に、港内アプローチ屈曲操船をシミュレーションにより実施し、曲率半径・浅水影響・外力影響から屈曲部形状を検討した。
- ④ 適切な屈曲部形状および標識（ブイ）の配置について検討した。

まずは、前提となる港湾基準における航路屈曲部の設計方法（照査第 1 区分、照査第 2 区分）について以下に示す。今回対象となるのは、対象船舶の要目等が特定できる場合の「照査第 2 区分」による検討となる。

#### (1) 照査方法第 1 区分

屈曲角が 30 度を超え、対象船舶・舵角・船速等の航行環境が特定できない場合、航路中心線を曲率半径が対象船舶の  $L_{pp}$  の 4 倍以上の円弧とし、隅切り設定をすることが望ましい。設定方法について、図 4.1 に示す。

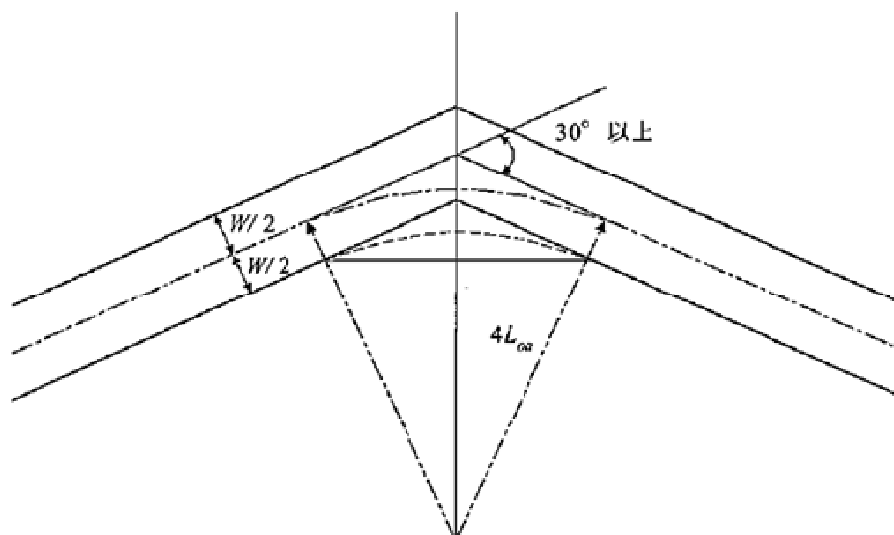


図 4.1 照査方法第 1 区分による屈曲部の設計

## (2) 照査方法第 2 区分

屈曲角が 30 度を超え、対象船舶・舵角・船速等の航行環境が特定できる場合、船舶の旋回性指数に基づき曲率半径を算定できる。

中心線交角が大きい場合は、隅切りが有効でなく、曲線形状に対する検討が望ましい。

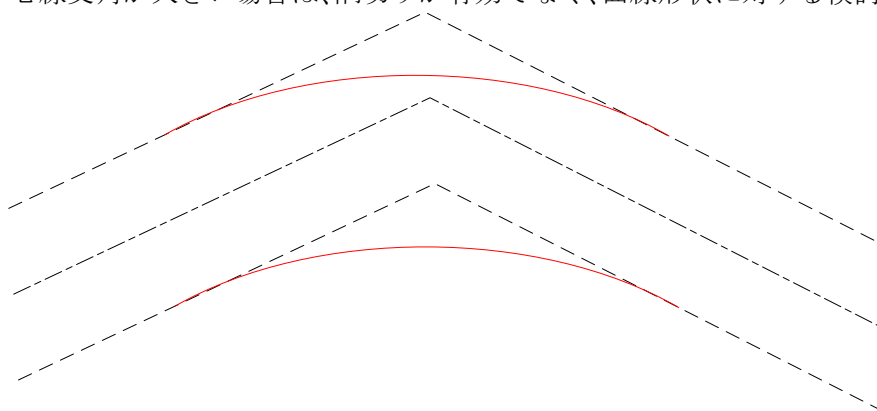


図 4.2 照査方法第 2 区分による屈曲部の設計

必要な曲率半径の計算方法

$$R = L_{pp} / (K' \delta) = U / (K \delta)$$

R：航路中心線の曲率半径

K：旋回性指数

K'：旋回性指数の無次元値

L<sub>pp</sub>：対象船舶の垂線間長

δ： 屈曲部を航行する船舶の舵角 (rad)

U：屈曲部を航行する船舶の速力 (m/s)

表 4.1 主要船主の K' (旋回性指数の無次元値)

船種	K'
貨物船	0.58
コンテナ船(Over Panamax)	0.42
コンテナ船(Panamax)	0.52
超大型バルカー	0.52
大型バルカー	0.49
超大型タンカー	0.62

### (3) 屈曲航路の例

屈曲航路の実例として、2 例を以下に示す。1 例目は、千葉航路の例である。同航路は航路幅 350m、屈曲角は 35 度であり、曲率半径は 1,900m である。対象最大船型は、Lpp 325m 級の大型鉱石船である。図 4.3 に千葉航路の航路屈曲部の形状を示す。

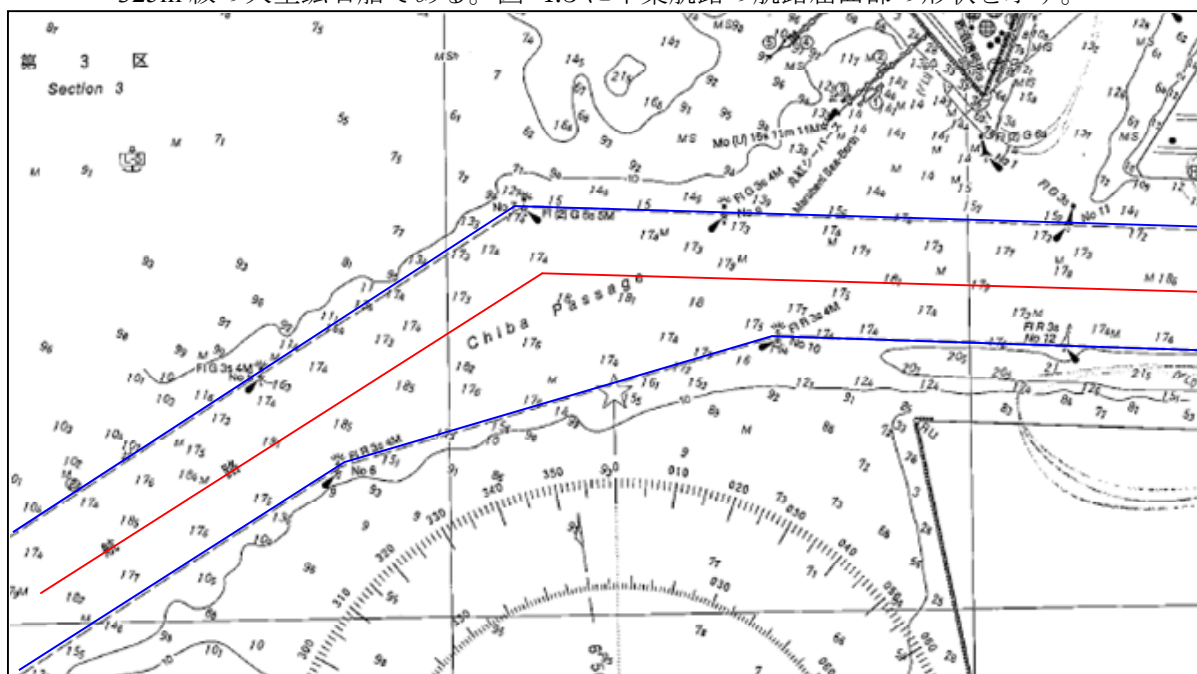


図 4.3 千葉航路の屈曲部の状況

2 例目として清水港の港内航路を図 4.4 に示す。当該航路は、2 段階の屈曲航路であり、屈曲角度は港外から 28 度、47 度となり合計で 75 度の変針となる。航路幅は港外側が 280m であり、港内側の屈曲後は 200m となる。対象最大船型は、Lpp 215m 級のパナマックスバルカーである。

航路幅員は港口部が 300m であり、屈曲後の区間は 200m となる。変針角は港口から屈曲では 77 度となる。航路屈曲部は 2 段階変針であるため、隅切りは設定されていない。



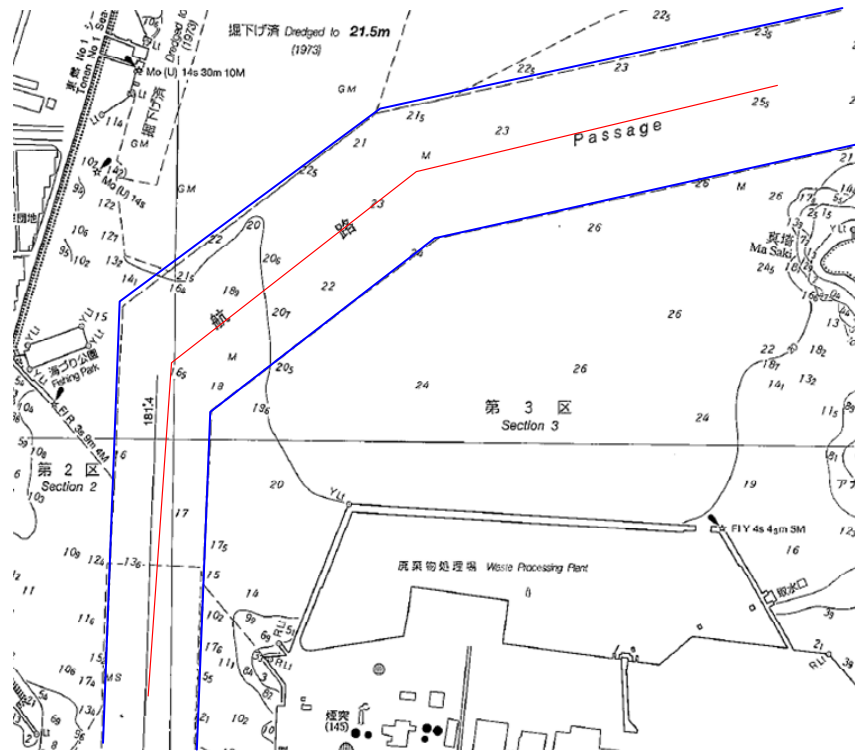


図 4.4 清水港港内航路の屈曲部の状況

## 4.2 検討対象港湾および AIS データ

実在港湾の航路屈曲部の AIS 航跡の分析検討対象は、清水港を対象とした。清水港は前述のとおり港内航路にて屈曲航路が設定されている。また、清水港においては、港口から別のバースへアプローチする経路が大きく屈曲する形状となり、このアプローチ経路も屈曲水路として検討対象とした。

### (1) 清水港港内航路

清水港の港内航路を以下に示す。当該航路は、2 段階の屈曲航路であり、屈曲角度は港外から 28 度、47 度となり合計で 75 度の変針となる。航路幅は港外側が 280m であり、港内側の屈曲後は 200m となる。対象最大船型は、Lpp 215m 級のパナマックスバルカーである。

航路幅員は港口部が 300m であり、屈曲後の区間は 200m となる。変針角は港口から屈曲では 77 度となる。屈曲部は 2 段階であり、隅切りは設定されていない。



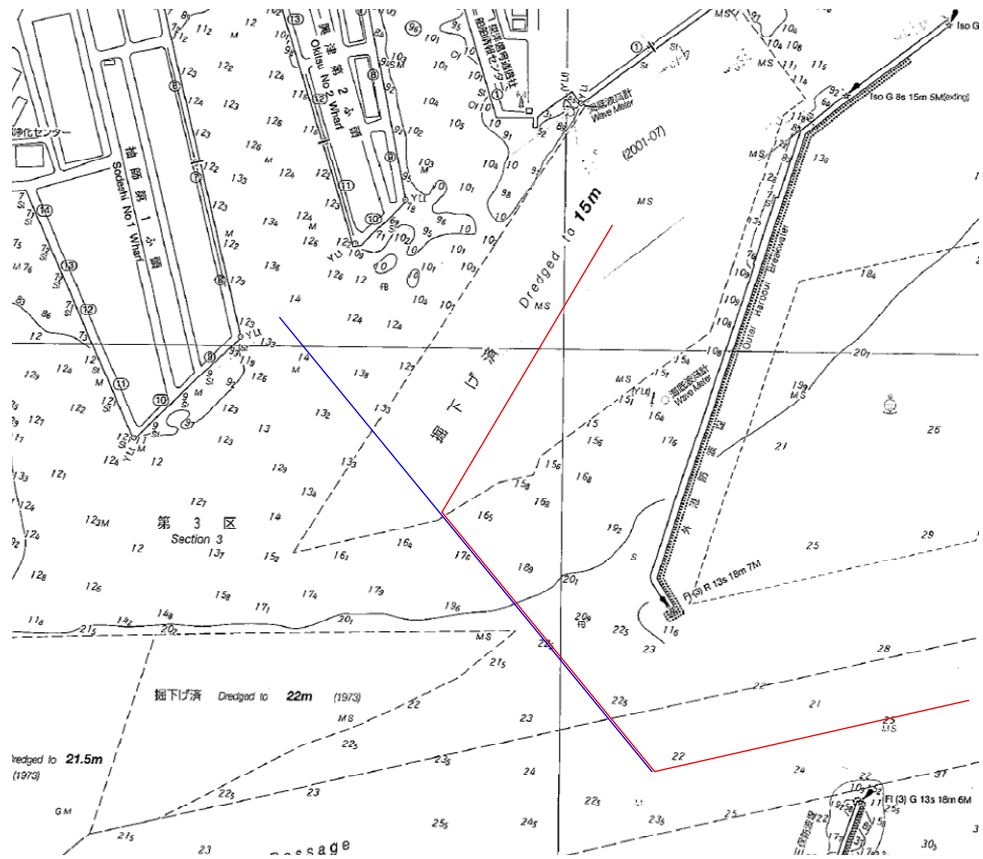


図 4.6 清水港 袖師ふ頭、新興津ふ頭へのアプローチ屈曲部の状況

### (3) 清水港内 AIS データの分析

図 4.7 は、2010 年 7 月～12 月の航跡清水港入出港船舶の AIS 航跡である。

解析対象は、これらの航跡のうちアプローチが屈曲し、大型船で船種がある程度特定されるバースについて、以下の船型とした。

- 富士見ふ頭 : Panamax バルカー
- 新興津ふ頭 : Over Panamax コンテナ船
- 袖師ふ頭 : 30,000DWT コンテナ船

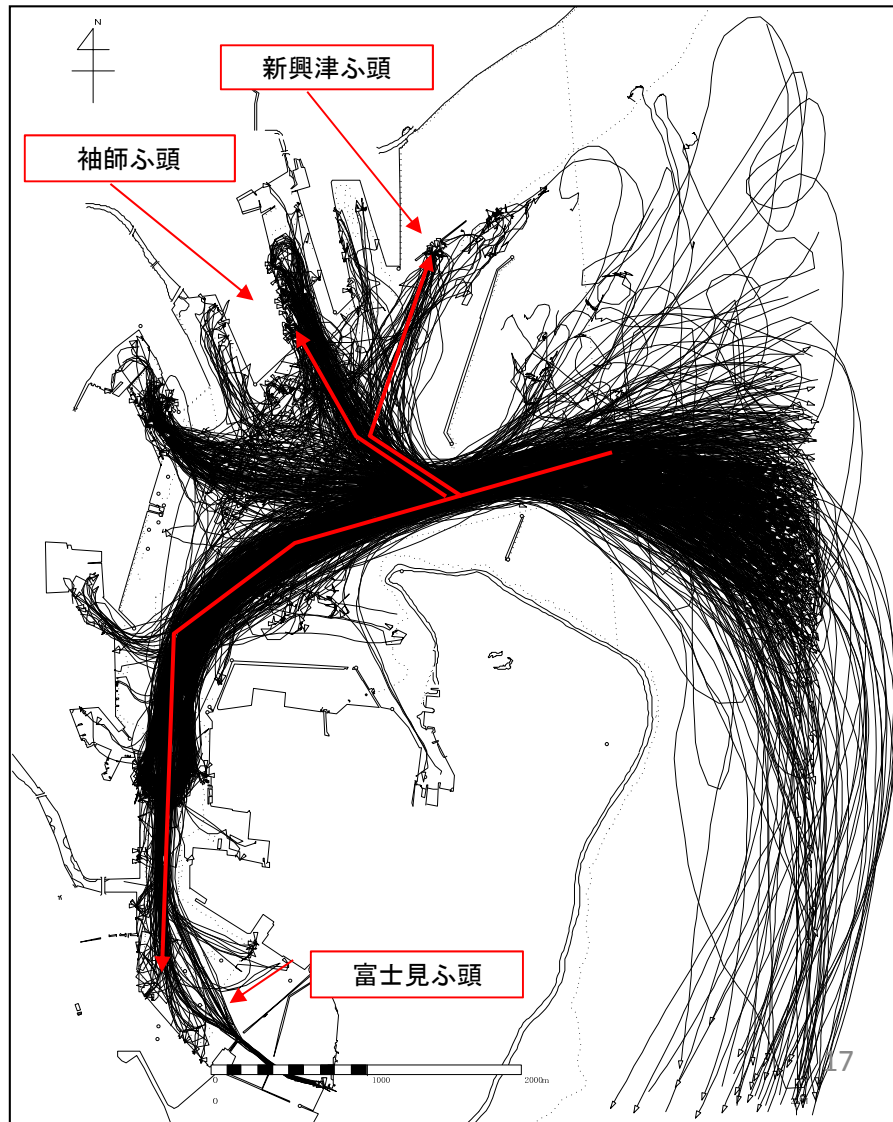


図 4.7 清水港 AIS 航跡図と検討対象経路

### 4.3 対象航路、経路への AIS 航跡

#### (1) 港内航路、富士見ふ頭への入港船

清水港港内航路を利用して、富士見ふ頭へ入港した船舶の AIS 航跡について図 4.8 に示す。対象船型は、Loa で 190～225m 程度バルカーとなり、変針角は港口から 77 度変針となる。

航跡図は、入港船のみのものであるが、港口は航路中央から右側を航行し、左 77 度変針において、航路設定は 2 段階屈曲となっているが航跡は、大きく 1 回の変針で最終経路へ変針してアプローチしている。航路設定における 1 段階目の変針では、変針をするより、航路内で状況に応じて航路内での船位（左右方向）を調整しているためか、航跡が南北（航路においては左右）に比較的分散している状況である。

航路屈曲部の 2 段階目の地点で、ほぼ全船同じような変針操船を行っており、変針点と変針後の最終経路は分散の度合いが小さい。

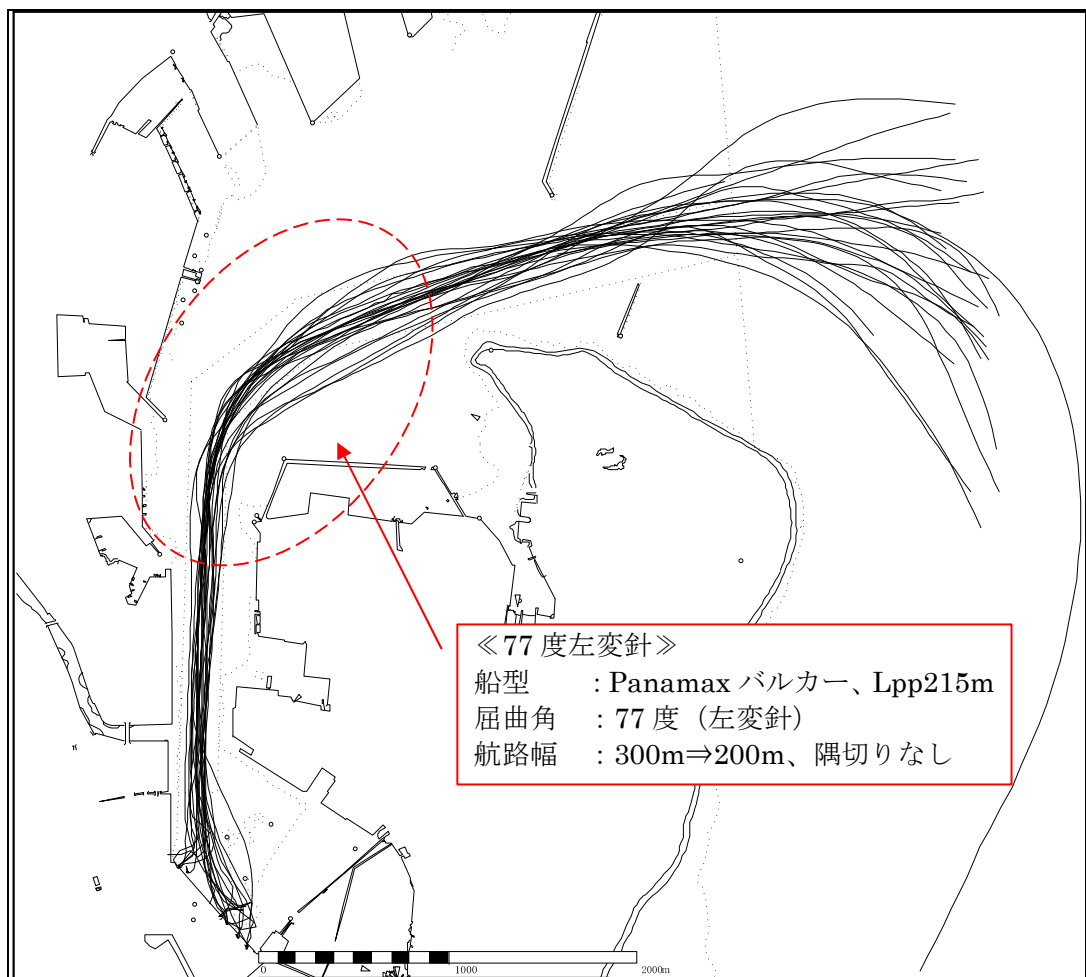


図 4.8 清水港 AIS 航跡図（富士見ふ頭への入港船）

## (2) 港内アプローチ経路、袖師および新興津ふ頭

清水港の港内アプローチ経路として、袖師ふ頭および新興津ふ頭へ入港した船舶の AIS 航跡を図 4.9 に示す。

対象船型は、袖師ふ頭が Loa で 200m 程度、新興津が 300m 程度のコンテナ船となる。変針角は港口から袖師ふ頭が 75 度変針、新興津ふ頭が 125 度変針となる。

航跡図は、入港船のみのものであるが、港口では航路中央から右側を航行し、袖師および新興津ともに 1 回の変針でバースへの最終経路に変針してアプローチしている。

袖師埠頭へのアプローチは変針角が 75 度であるため、変針点、変針中の航跡のばらつきも小さい。

一方、新興津埠頭への変針は 125 度変針であり、船型も Lpp が 300m を超える船舶であるため、変針開始地点に差異が見られ、変針中に東西方向に航跡がばらついていてる状況であった。

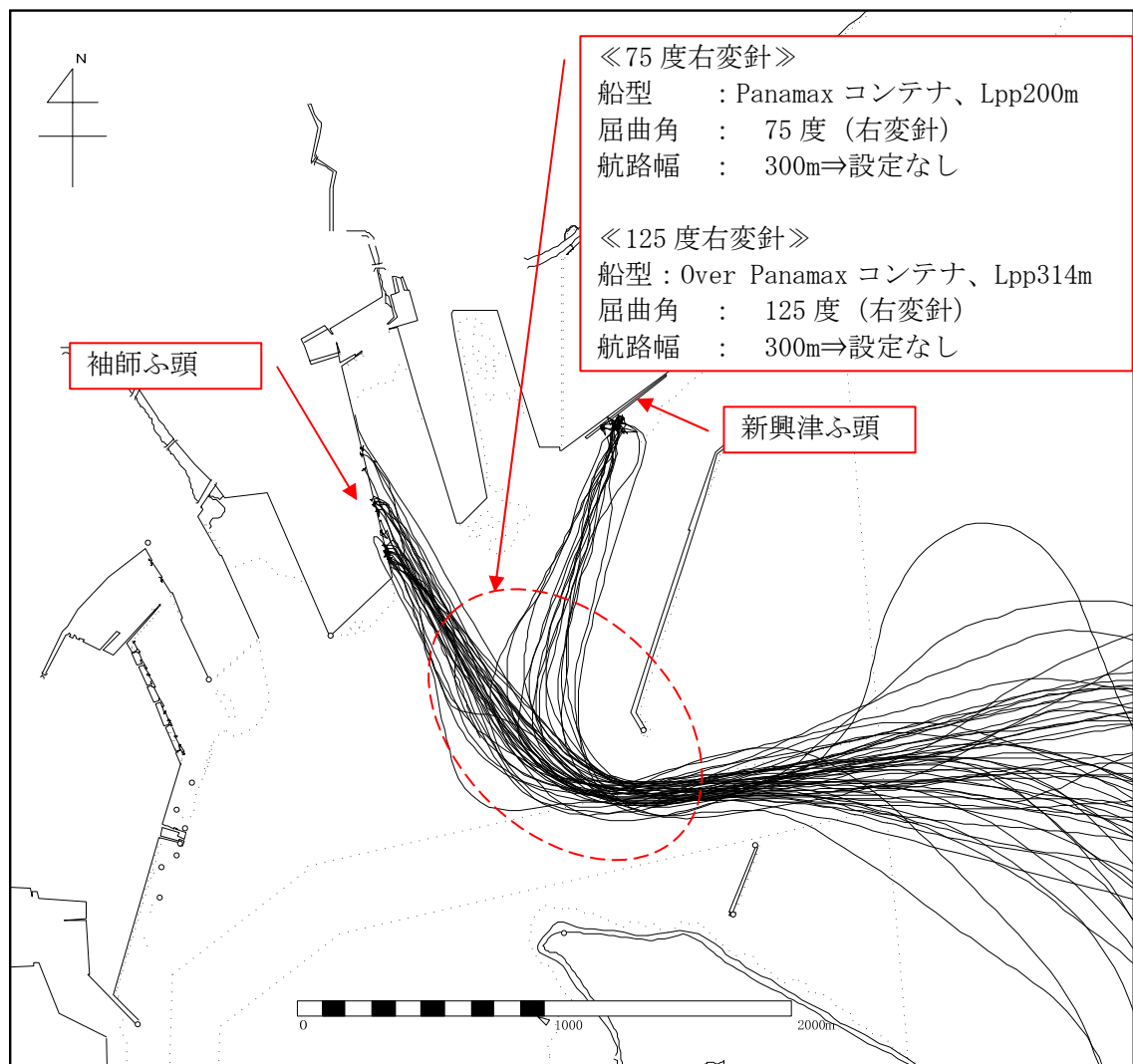


図 4.9 清水港 AIS 航跡図（袖師および新興津埠頭への入港船）

#### 4.4 清水港における対象バースへの AIS 航跡の分析

前項に示した 3 つのアプローチ経路（富士見ふ頭、袖師ふ頭、新興津ふ頭）について、入港船の AIS 航跡から各アプローチ経路における曲率半径を分析した結果を図 4.10～図 4.12 に示す。

富士見ふ頭への航路（75 度変針、バルカー）は、2 段階変針となるため曲率半径のばらつきが大きい、最多となる曲率半径は 5～6L 程度であった。最小の曲率半径は、2～3L 未満、最大では 8～9L 程度であった。

袖師ふ頭へのアプローチ（75 度変針、30,000DWT コンテナ船）では、2～3L および 3～4L の曲率半径が多く、最大でも 4～5L 程度の曲率半径であった。

新興津ふ頭へのアプローチ（125 度変針、Over Panamax コンテナ船）は、変針角が大きいことが影響しているのか、曲率半径にばらつきは少なく、2L 程度であった。

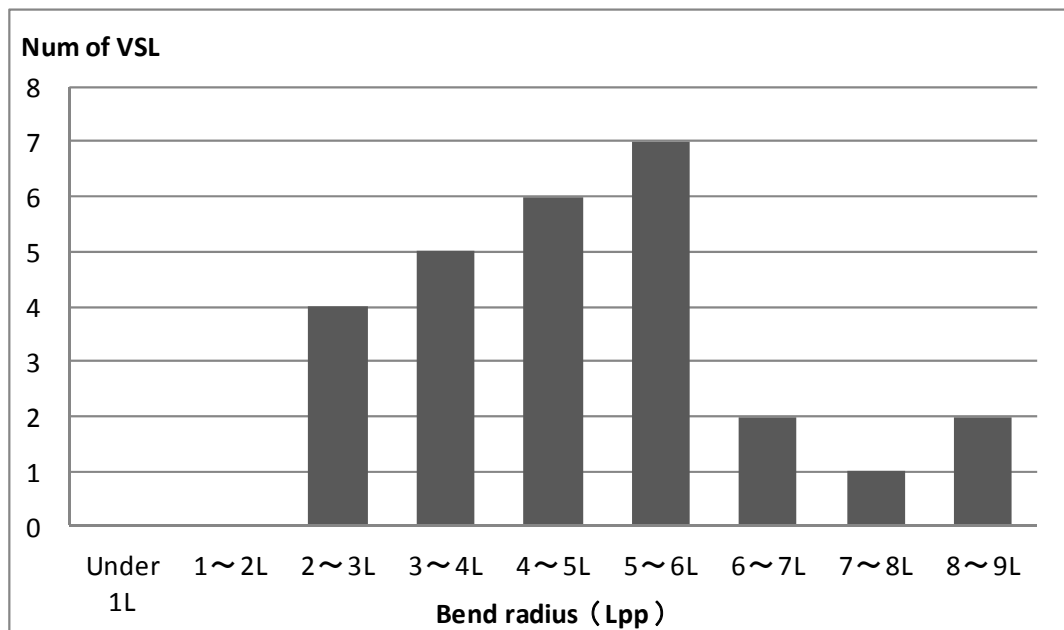


図 4.10 AIS 航跡から分析した屈曲部の曲率半径（富士見ふ頭）

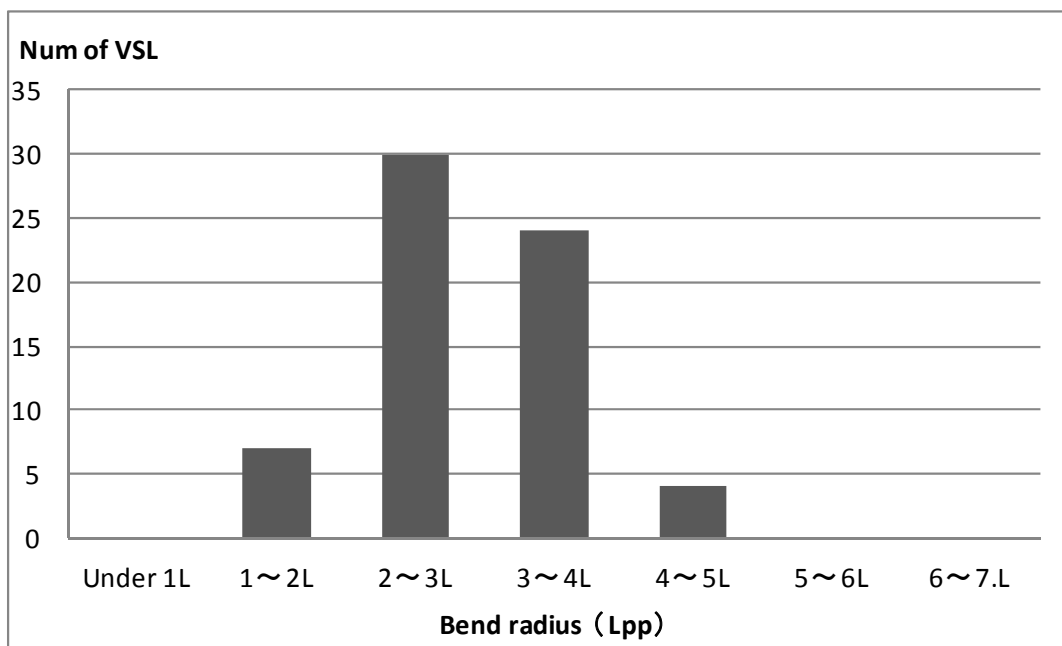


図 4.11 AIS 航跡から分析した屈曲部の曲率半径（袖師ふ頭）

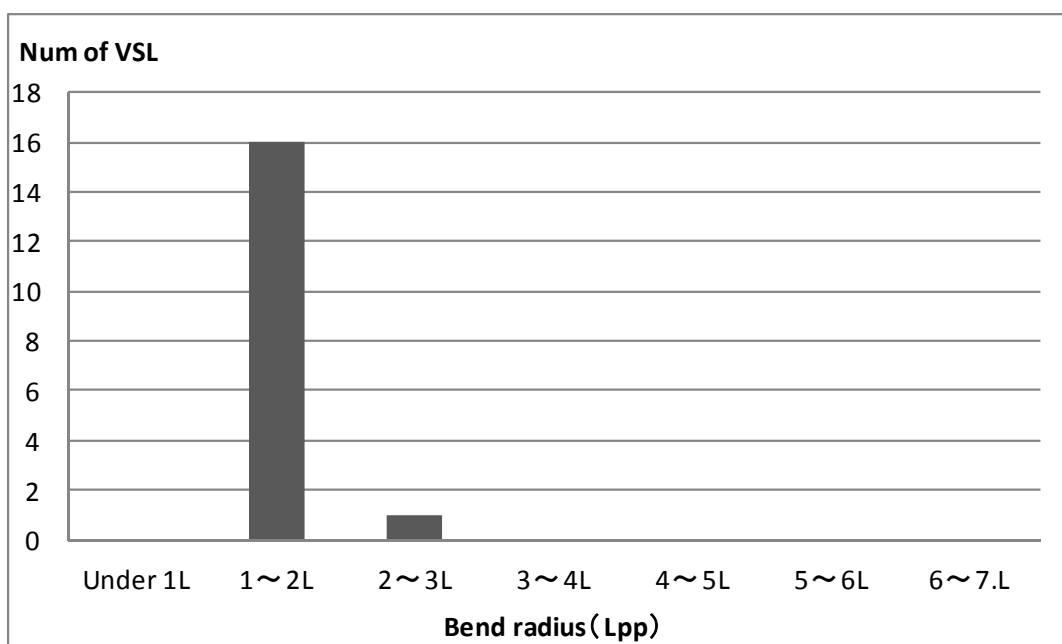


図 4.12 AIS 航跡から分析した屈曲部の曲率半径（新興津見ふ頭）



#### 4.5 AIS 航跡による曲率半径と照査第 2 区分による曲率半径の比較

AIS 航跡の分析による曲率半径と、照査第 2 区分による対象船型の曲率半径計算結果を比較した。照査第 2 区分による計算は、(1)式にて舵角 35 度で計算した。計算結果を表 4.3 に示す。

照査第 2 区分による計算結果では、富士見ふ頭へのバルカーと袖師ふ頭への 30,000DWT コンテナ船は、曲率半径が約 3L 程度となり、新興津ふ頭への Over Panamax コンテナ船では約 4L であった。

AIS 航跡の分析結果と照査第 2 区分による計算結果の比較を整理すると以下のとおりである。

75 度変針のバルカーでは 2 段階変針の影響から AIS 航跡の曲率半径が大きく、75 度変針のコンテナ船では AIS 航跡とは平均値でほぼ一致した。

一方 125 度変針のコンテナ船では、AIS 航跡の分析結果の方が小さかった。

港湾基準照査第 2 区分では、各船型に応じた曲率半径が以下の式により計算できる。

$$R = L_{pp}/(K'\delta) = U/(K\delta)$$

ここで、

R：航路の屈曲部の中心線の曲率半径（m）

K：旋回性指数

K'：旋回性指数の無次元値（ $K' = K / (U/L_{pp})$ ）

L<sub>pp</sub>：対象船舶の垂線間長（m）

δ：屈曲部を航行する対象船舶の舵角（rad）

U：屈曲部を航行する対象船舶の船速（m/s）

浅海域における K' として、港湾基準にある次の値を採用した。

表 4.2 浅海域における K'（港湾基準より）

船型	K'
Panamax バルカー	0.49
30,000DWT コンテナ船	0.52
Over Panamax コンテナ船	0.42

表 4.3 に対象とした清水港の屈曲部における各船型の変針角、L<sub>pp</sub>、照査第 2 区分および AIS 航跡からの解析結果の曲率半径を示す。

表 4.3 曲率半径の比較（AIS 航跡と照査第 2 区分における計算結果）

アプローチ経路 船型	Lpp	変針角	曲率半径			
			照査第2 区分計算	AIS航跡 平均値	AIS航跡 最少	AIS航跡 最大
富士見ふ頭 Panamaxバルカー	215m	75度	3.3Lpp	4.8Lpp	2.7Lpp	9.0Lpp
袖師ふ頭 30.000DWTコンテナ船	193m	75度	3.1Lpp	2.8Lpp	1.7Lpp	4.8Lpp
新興津ふ頭 Over Panamaxコンテナ船	314m	125度	3.9Lpp	1.7Lpp	1.3Lpp	2.5Lpp

#### 4.6 AIS 航跡による航路屈曲部形状の検討

75 度変針である富士見ふ頭へのバルカーと袖師ふ頭へのコンテナ船の AIS 航跡から、航路屈曲部の形状について検討した。コンテナ船の AIS 航跡による屈曲部形状検討結果を図 4.13 に、バルカーの結果を図 4.14 に示す。

屈曲部（変針部分）での航跡のばらつき（曲率半径の差）から屈曲部分の形状について検討した。検討方法は、AIS 航跡について変針終了点（新針路）で全航跡を揃え、変針角度の中間の船首方位の(A)線に平行で、かつ屈曲部の最も内側を航行した航跡に接する位置で(B)線を設定した。

(B)線から隅切り部の幅員の余裕として、内側に 0.5L 分を取った線を(C)線として設定した。その結果、両船型ともに、(C)線と変針前の航跡中心線の交点は、変針開始地点とほぼ一致していることがわかった。

また、隅切り部 (C) 線の航路中心線での曲率半径はコンテナ船が約 900m (4.7L) となり、バルカーでは約 950m (4.4L) となることがわかった。これは、照査第 2 区分の計算結果（コンテナ船 3.1L、バルカー3.3L）より大きな値となる。

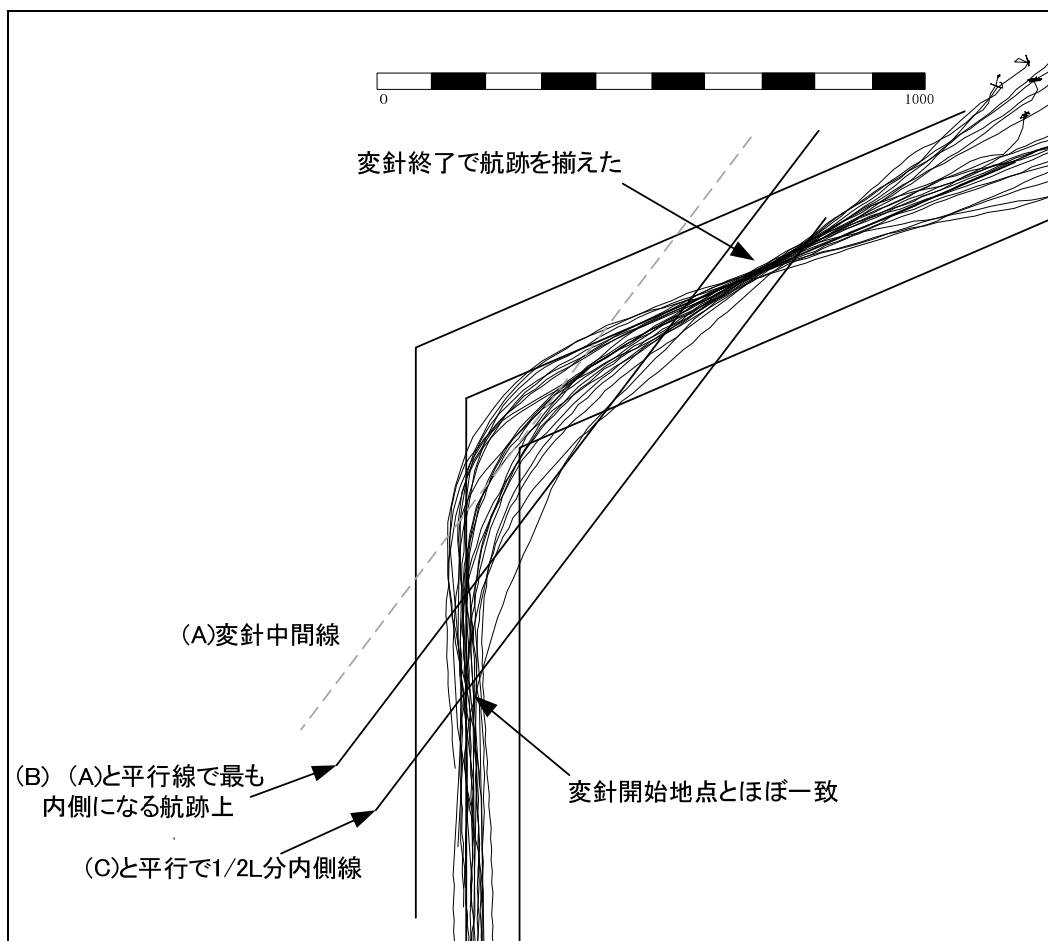


図 4.13 コンテナ船、75 度変針の AIS 航跡による航路屈曲形状の検討

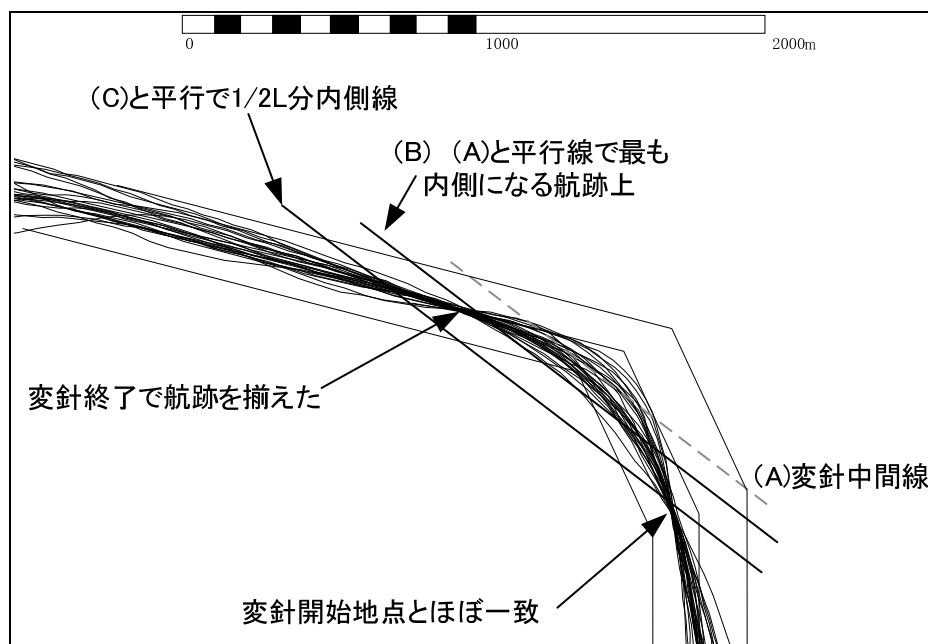


図 4.14 バルカー、75 度変針の AIS 航跡による航路屈曲形状の検討

## 4.7 操船シミュレーションによる屈曲部の形状検討

現存最大級のコンテナ船による 75 度変針のシミュレーションを実施し、AIS 航跡との比較を行い、さらに外力影響による航跡の変化から屈曲部の形状を検討した。シミュレーションに使用されたシミュレーションモデルは、実船の海上試運転結果を基に(株)日本海洋科学にてモデル作成して、実際に港湾の入出港安全性検討などに利用されているモデルである。

### 4.7.1 シミュレーション条件

実施したシミュレーションの条件については、以下のとおりである。

モデル船として採用したコンテナ船は、実際に清水港に入出港しているコンテナ船の船型と同様の船型としている。

初期速力、主機出力などは港内でのアプローチ操船を考慮して設定し、外力は、無風条件と一般的な強風条件となる風速 10m/sec を設定した。

水深条件は、Deep 条件と、アプローチ局面を考慮して H/d を 1.2 とした Shallow 条件を設定した。

- 1) 船種船型 : Lpp 314m、コンテナ船
- 2) 初期速力 : 4kt
- 3) 主機出力 : Slow Ahead
- 4) 舵角 : 最大 35 度まで
- 5) 外力 : 無風、風速 10m/sec
- 6) 水深 : Deep、Shallow (H/d1.2)
- 7) 制御 : Way point 制御

### 4.7.2 無外力のシミュレーション結果

図 4.15 に無外力における水深が Deep と Shallow の場合のシミュレーション結果を示す。同速力・同変針開始としたが、Shallow の航跡は Deep の航跡に比較して外側へ約 0.2L 膨らむ航跡となった。

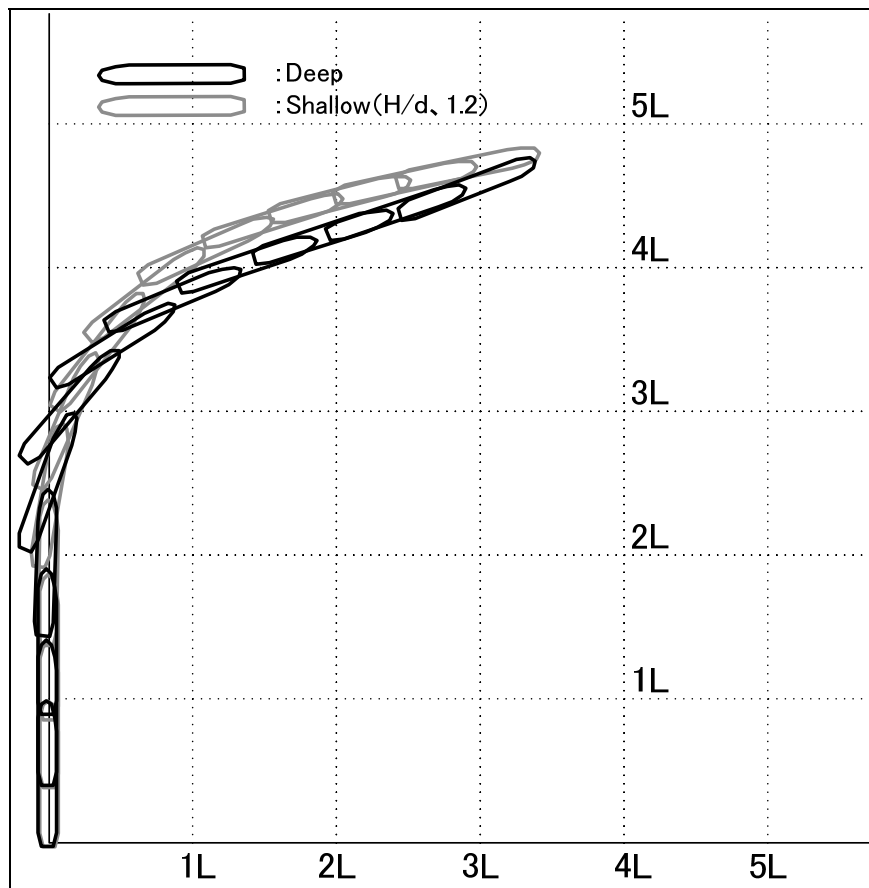


図 4.15 コンテナ船による 75 度変針シミュレーション結果 (Deep、Shallow 条件)

#### 4.7.3 外力を考慮したシミュレーション結果

前述のコンテナ船による 75 度変針について、水深条件を Shallow ( $H/d : 1.2$ ) 条件として、風速 10m/sec の風を相対 8 風向から与えて操船シミュレーションを実施した。シミュレーション結果の航跡に、無風の航跡の重畳したものを図 4.16 に示す。

風速 10m/sec、相対 8 風向の結果については、外力による切り上がり・圧流影響から、無風の航跡に比較して、旋回径の増加・減少などの影響が見られた。

単純な重畳比較では、無風に対して屈曲部において最大で外側へは 0.25L 程度膨んだ航跡が見られ、内側については 0.2L 程度切れ込んだ航跡が見られた。

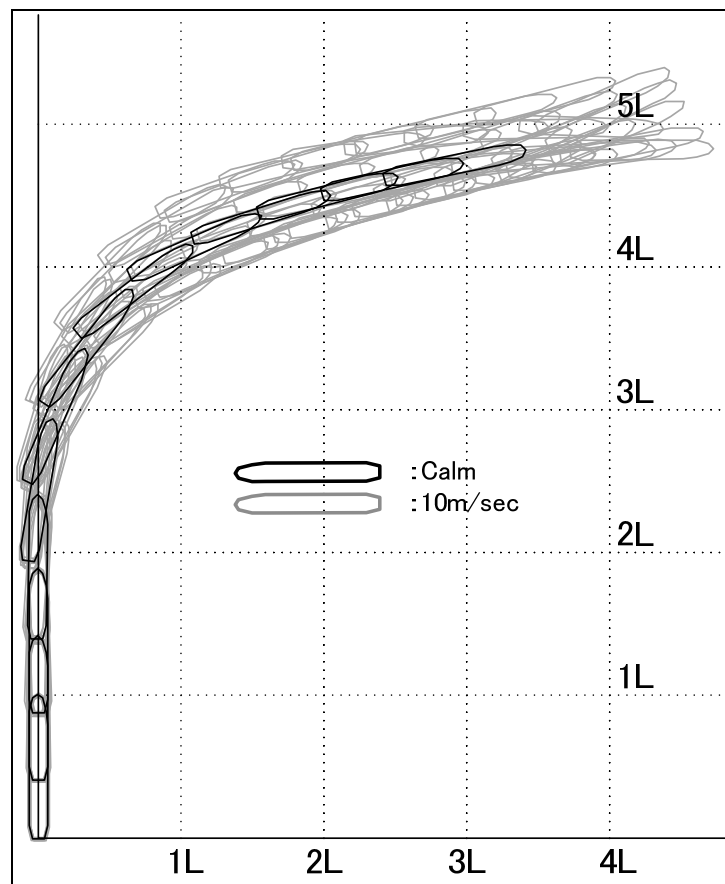


図 4.16 コンテナ船による 75 度変針操船シミュレーション結果 (Shallow、風速 10m/sec)

シミュレーションにおける変針操船は、経路上に Way point を設定し、いわゆる Auto Pilot で制御する操船となるため、右変針における左舷側からの風向の場合は、無外力の操船結果より航跡は膨らむ傾向となる。

一方、実際の操船では、変針後に無風と同じ位置（航路中央での変針終了）を目指して操船するため、風の影響を考慮して早目・遅めまたは舵角量を調整して変針をすることを考えられる。

そこで、Shallow 条件、風速 10m/sec の相対 8 風向での操船シミュレーション結果について、変針終了地点で航跡を揃え、変針開始地点が風により前後することを考慮した重畳

航跡図を作成した。重畳航跡図を図 4.17 に示す。

作成した重畳航跡図より、航跡を変針後の地点で揃えた場合の屈曲部の航跡は、約  $0.2L$  程度内側に偏位し、AIS 航跡と同じように、隅切り部の設定（余裕分  $0.5L$  含む）をした場合の隅切り部分の曲率半径は、約  $640\text{m}$  ( $3.3L$ ) となることがわかった。

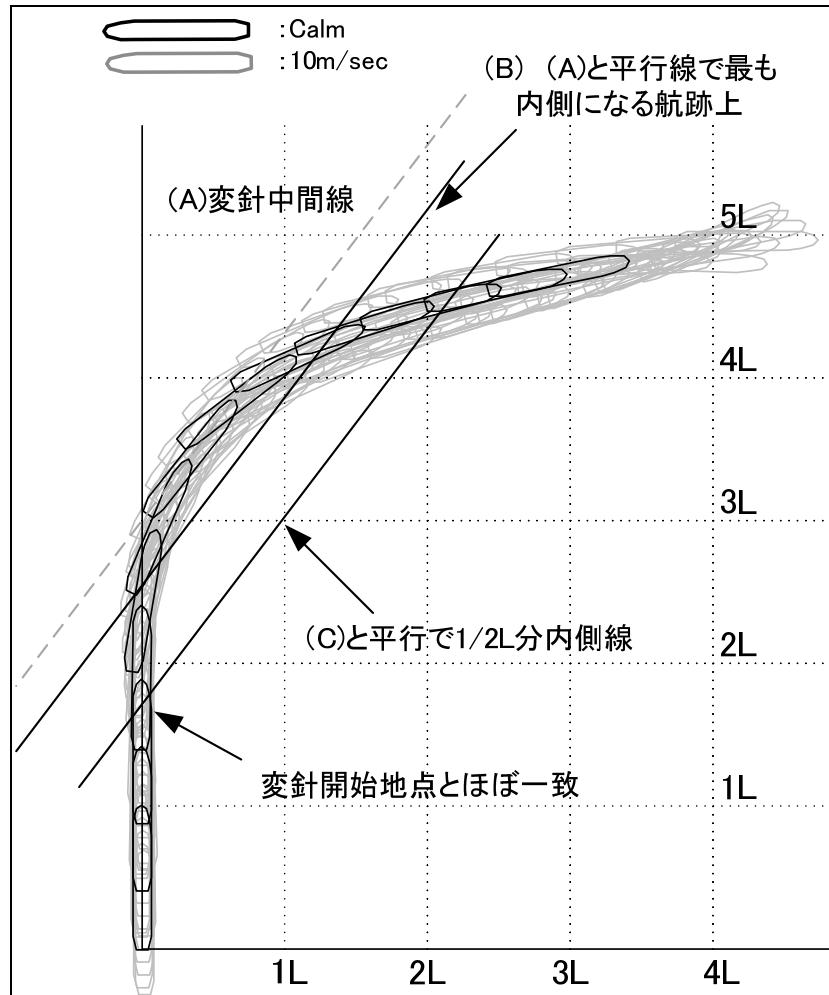


図 4.17 コンテナ船による 75 度変針操船シミュレーション結果からの屈曲部形状検討

#### 4.7.4 変針操船シミュレーション結果による屈曲部形状の検討

変針操船シミュレーション結果から、以下の 2 点を考慮して曲線形状の屈曲部形状を検討した結果を図 4.18 に示す。

- 航跡の単純重畳による外側への膨らみ（余裕含め  $0.75L$ ）
- 実際の操船を考慮した航跡重畳からの内側への切り込み（余裕含め  $0.75L$ ）

その結果、屈曲部の曲率半径は  $3.3L$  となり、屈曲部の幅員は、余裕を含め  $1.5L$  の形状が妥当と考える。

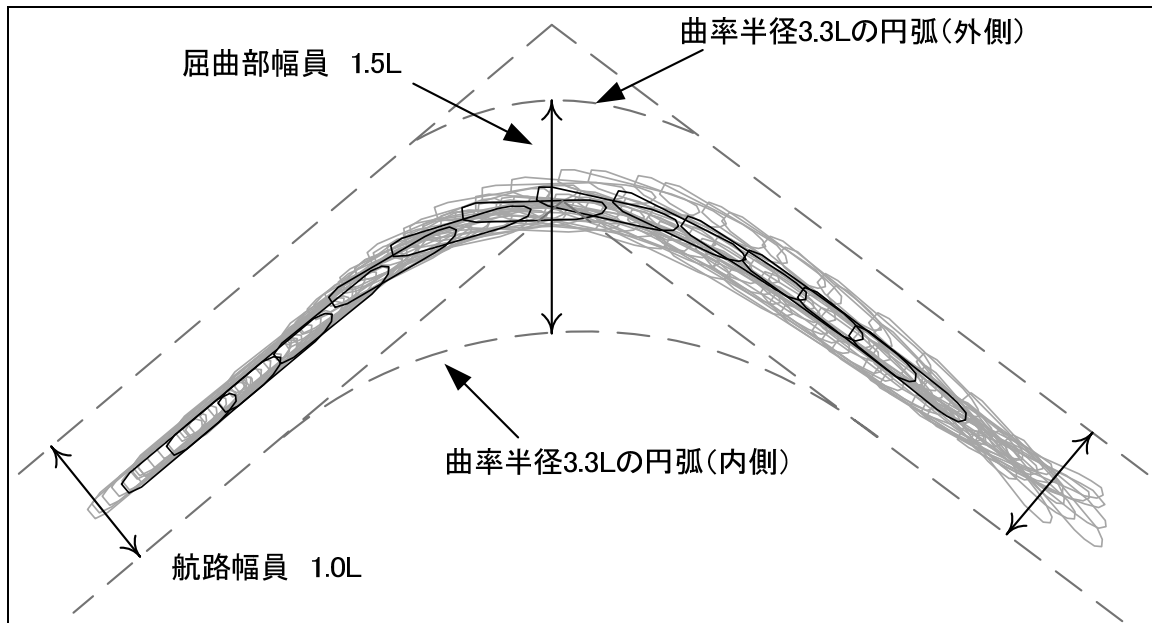


図 4.18 変針操船シミュレーション結果による航路屈曲部形状の検討



## 4.8 屈曲の形状と航路標識の配置検討

実際の直線の航路屈曲部と航路標識の配置に対して、今回検討した曲線形状の屈曲部とした場合における航路標識の配置を比較検討した。

### 4.8.1 現状の屈曲部形状と標識配置例

実際の屈曲部形状と標識の配置例として、図 4.19 に示す千葉航路を抽出した。

千葉航路の屈曲部では、屈曲部の両端両側の 4 か所と、屈曲部外側頂点の合計 5 か所に航路標識が設置されている。

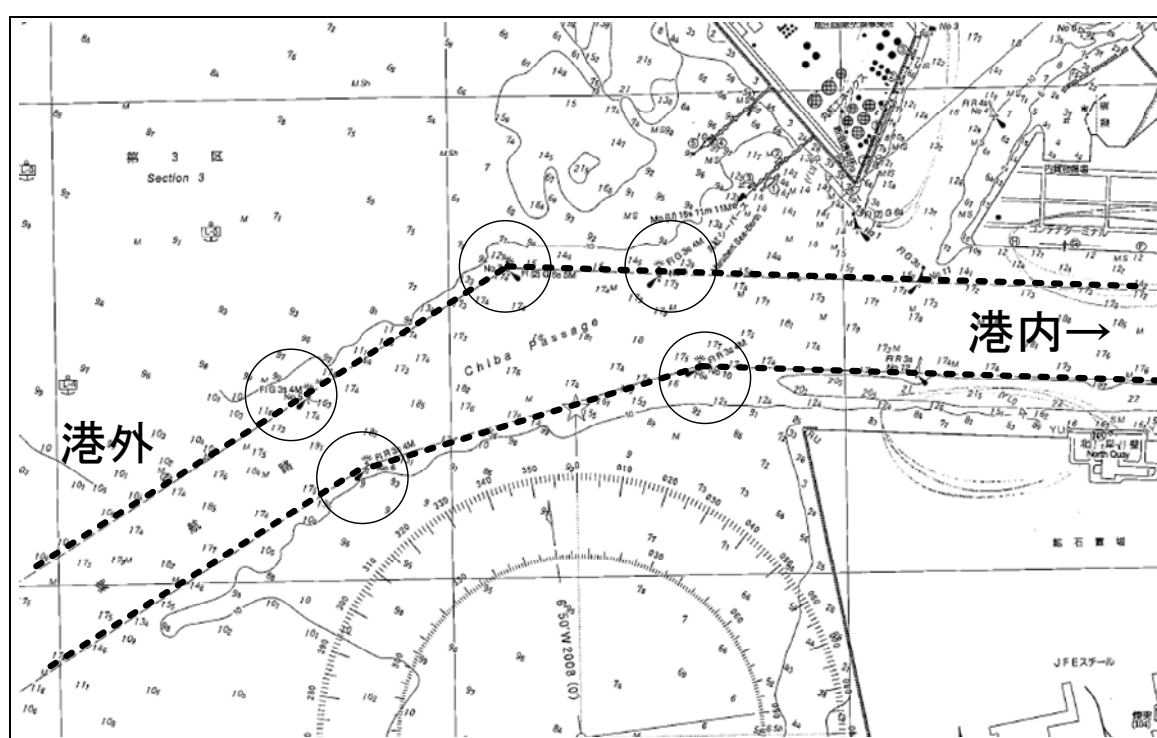


図 4.19 千葉航路屈曲部における航路標識の設置状況

これに対して、今回検討した曲線形状の屈曲部形状の場合には、図 4.20 に示すように、屈曲部の内側が曲線形状のため、入港方向の場合は A 点付近から B 点の標識を見ながら変針する場合、内側境界が認識しにくくなるので、屈曲部内側の中間点(E)に標識を 1 基設置することが望ましいと考える。

一方、出港方向の場合は、航路右寄りを航行して D 点の標識付近から C 点を認識して変針するため、航路の外側に逸脱することは考えにくい。従って、屈曲部形状を曲線形状にした場合においても、標識の設置基数は図 4.20 の配置のように現状と同様の 5 基で対応可能と考える。曲線形状とした場合は、内側の図 4.20 中の E 点の標識が操船上有効と考えられる。

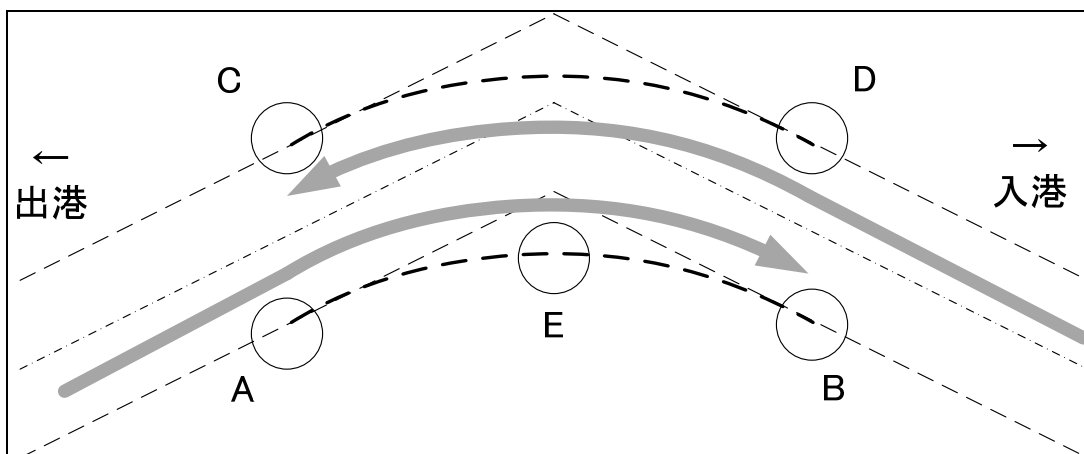


図 4.20 操船方法を考慮した航路標識の配置案

#### 4.8.2 屈曲部形状と浚渫範囲

今回検討した曲線形状の屈曲部形状の場合、図 4.19 に示すように、現状では直線の隅切りとしているが、曲線形状とした場合は、その曲線と隅切り線に囲まれた部分で航路設定範囲を狭められる可能性があり、航路が浚渫を必要とする場合には、浚渫範囲を減少できる可能性がある。図 4.21 に現状の直線形状、隅切りありと曲線形状との比較例を示す。

同様に、外側についても、曲線形状の線と屈曲部の頂点となる線に囲まれた部分では航路の設定範囲が狭くなるため、内側と同様に浚渫が必要な場合の範囲を狭められる可能性がある。

この隅切り部の浚渫範囲については、標識や適切な幅員確保により安全性を確保することなどが前提となるが、標識設置の基数との兼ね合いでは航路開発費用を低減できる可能性もあると考える。

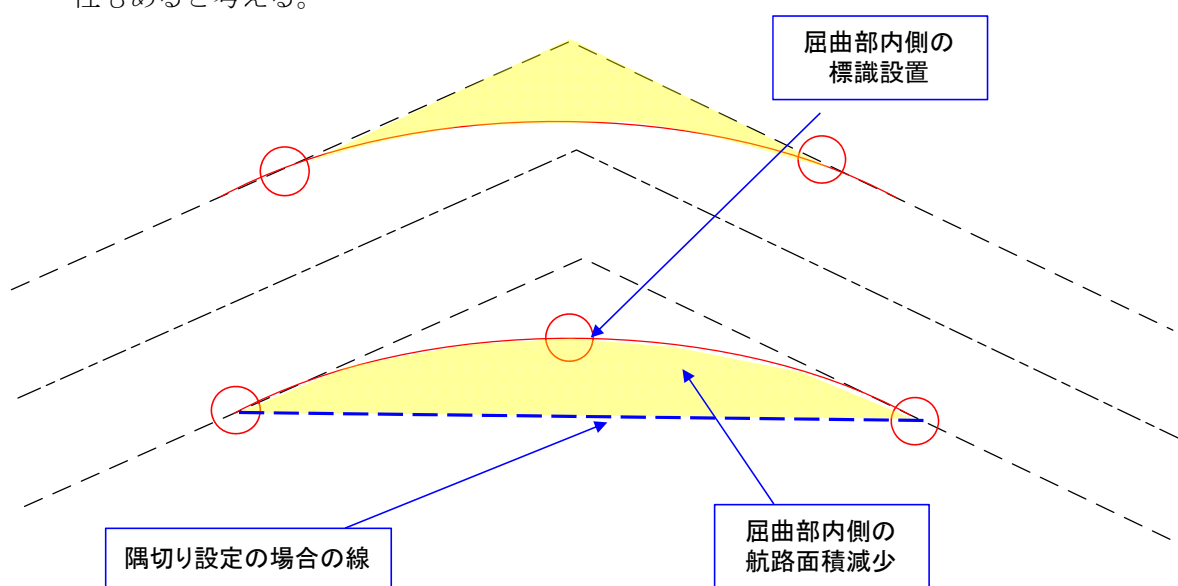


図 4.21 航路屈曲部における浚渫範囲の縮小の可能性

## 4.9 考察

検証・解析結果をまとめると以下の通りである。

- 隅切り部の曲率半径は、港湾基準の照査第 1 区分で 4.0L、第 2 区分では計算から 3.0～4.0L となる
- 実在港湾での AIS 航跡による解析では、外力等による航跡の広がり、また余裕 (0.5L 分) を考慮した場合、曲率半径は、約 4.7L となった。
- シミュレーションによる検証では、Shallow (H/d : 1.2) では、余裕を考慮した曲率半径は約 3.3L となった。
- AIS 航跡の解析での曲率半径は、港湾基準に比して約 1L 程度大きくなる。シミュレーション結果 (Shallow、風速 10m/sec 条件) では、ほぼ港湾設計基準と同等の結果となった。
- 今回の隅切り設定方法では、隅切り開始地点と変針開始地点がほぼ一致した。
- 屈曲部の形状を曲線形状とした場合、安全操船に配慮した屈曲部内側の標識の配置に工夫が必要となる。
- 屈曲部を曲線形状とした場合、現状の隅切り設定形状より航路面積を縮小できる可能性がある

港湾基準照査方法第 2 区分の計算方法による屈曲部形状の曲率半径計算においては、外乱を考慮する場合、さらなる検討を要すると記載されていることから、実在港湾の航行船舶の AIS 航跡の分析、および外乱等を考慮したファストタイム操船シミュレーションにより変針操船局面を実施して屈曲部の曲率半径について検討した。

また、屈曲部の形状については、航路法線を曲線形状とした場合について、航路標識の配置位置について検討した。その結果、曲率半径の値、曲線形状の屈曲部形状について新たな英案を行うことができ、その形状については、航路の浚渫範囲の縮小の可能性が考えられるため、建設・維持コストの低減について可能性を示すことができた。

今後、さらに屈曲部の望ましい形状について検討を深めたい。

#### 4.10 旋回性指数の無次元化値データの検討

屈曲部検討においては、浅海性指数の無次元化値データが必要となり、前述の 2007 年において検討されていた船種のうち、その後さらに大型化が見られる、3 船型（30 万 VLOC、1 万 TEU コンテナ船、10 万 DWT ポストパナマックスバルカー）について、数値シミュレーションによる 90 度変針シミュレーションを実施した。シミュレーション結果から、変針完了にける前進距離（Advance）と横移動距離（Transfer）を各船について求め、その平均値を旋回半径（R）として、次式により  $K'$  値を算出した。

表 4.4 検討対象船舶主要目

	30 万 DWT 級 VLOC	10 万 DWT 級ポ ストパナマックス	1 万 TEU クラス コンテナ船
全長（m）	327.00m	239.99m	336.00 m
垂線間長（m）	318.00m	236.00m	318.30m
型幅（m）	55.00m	38.00m	45.80m
型深さ（m）	29.25m	19.95m	24.40m
満載喫水（m）	21.40m	14.48m	14.035m
総トン数（GT）	151,094GT	52,186 GT	98,799 GT
載貨重量トン（MT）	297,736MT	98,681MT	99,563MT

##### 4.10.1 シミュレーションモデルの概要

数値シミュレーションに使用した数学モデルは、船体に作用する流体力を求め、運動方程式を解くことにより操縦運動を求める、流体力学的な取り扱いをしたモデル(MMG モデル)である。

MMG モデルは、日本造船学会試験水槽委員会第 2 部会に設けられた「操縦運動の数学モデル検討グループ（MMG : Mathematical Modeling Group）」が提唱するモデルで、現在操縦性研究の分野では世界で広く使われている。

本モデルは、船全体に作用する流体力を、船体の構成要素である主船体、舵、プロペラなどに作用する流体力を個別に表現し、それぞれの単独性能を重ね合わせるとともに、これらの相互干渉による流体力を付加する形で表現している。

同数学モデルにおける船の運動方程式は、平水面内の運動（前進、横流れ、旋回）について、船の重心に原点を置いた船体固定座標系で次のように表される。

$$\begin{aligned}
 \text{前進} \quad & m(u-vr) = XH + XP + XR + XW + XWV \\
 \text{横流れ} \quad & m(v+ur) = YH + YP + YR + YW + YWV \\
 \text{旋回} \quad & I_{zz} r = NH + NP + NR + NW + NWV
 \end{aligned}$$

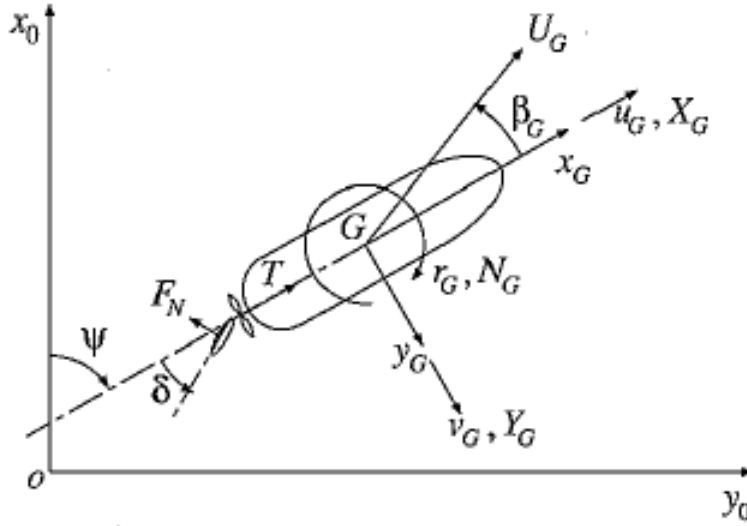


図 4.22 操縦運動モデルの座標系

ただし、

- m : 船の質量
- Izz : z 軸廻りの慣性モーメント
- u : 船速の前後方向成分
- v : 船速の横方向成分
- r : 回頭角速度

X,Y,N : 船体に作用する前後力、横力及び z 軸廻りモーメント

ここで、添字 H,P,R,W,WV は船体、プロペラ、舵、風、波による項を表す

船体中央に船体固定座標の原点をとった場合の操縦運動方程式を以下に示す。

$$\begin{aligned}
 m \left( \dot{u}_s - v_s r_s - x_G r_s^2 \right) &= X_H(u_w, v_w, r_w) + X_P(u_w, v_w, r_w) + X_R(u_w, v_w, r_w) \\
 &\quad + X_A(u_s, v_s) + X_W(u_w, v_w) + X_T(u_w, v_w) \\
 m \left( \dot{v}_s + u_s r_s + x_G \dot{r}_s \right) &= Y_H(u_w, v_w, r_w) + Y_P(u_w, v_w, r_w) + Y_R(u_w, v_w, r_w) \\
 &\quad + Y_A(u_s, v_s) + Y_W(u_w, v_w) + Y_T(u_w, v_w) \\
 I_{zz} \dot{r}_s + m x_G (v_s + u_s r) &= N_H(u_w, v_w, r_w) + N_P(u_w, v_w, r_w) + N_R(u_w, v_w, r_w) \\
 &\quad + N_A(u_s, v_s) + N_W(u_w, v_w) + N_T(u_w, v_w) \\
 \therefore I_{zz} &= I_{zzG} + m x_G^2
 \end{aligned}$$

ここで、

$m, I_{zz}$ : 質量、慣性モーメント

$u, v, r$ : 速力の前後方向成分、正横方向成分および旋回角速度

ただし、添え字  $s$  は対地、 $w$  は対水を示す

$X$ : 前後方向の力

$Y$ : 横方向の力

$N$ : 船体中心まわりのモーメント

ただし、添え字  $H, P, R, A, W, T$  は、それぞれ

主船体、プロペラ、舵、風圧力、波浪漂流力、タグを示す

#### (1) 主船体に作用する流体力

$$X_H = -m_x \left( \dot{u} + \dot{u}_c \right) + R(u_w) + (X_{vr} + m_y) v_w r_w$$

$$Y_H = -m_y \left( \dot{v} + \dot{v}_c \right) + Y_v v_w + (Y_r - m_x u_w) r_w + Y_{vvv} v_w^3 + Y_{rrr} r_w^3 + Y_{vvr} v_w^2 r_w + Y_{vrr} v_w r_w^2$$

$$N_H = -J_{zz} \left( \dot{r} + \dot{r}_c \right) + N_v v_w + N_r r_w + N_{vvv} v_w^3 + N_{rrr} r_w^3 + N_{vvr} v_w^2 r_w + N_{vrr} v_w r_w^2$$

ここで、

$m_x, m_y, J_{zz}$ : 付加質量（前後方向、正横方向）、付加慣性モーメント

$R(u)$ : 船体抵抗

$X_{vr}, Y_v, N_r, \dots$ : 流体力微係数

また、浅水影響は、流体力微係数を水深／喫水比の関数として表現する形で考慮する。

#### (2) プロペラの力

$$X_P = (1 - t_p) \rho n^2 D_P^4 K_T (J_P)$$

$$Y_P = f_{yP} (J_P) \dots (n \leq 0)$$

$$N_P = f_{nP} (J_P) \dots (n \leq 0)$$

ここで、

$\rho$ : 水の密度

$n$ : プロペラ回転数

$D_P$ : プロペラ直径

$K_T$ : プロペラスラスト係数

$$J_P: \text{プロペラ前進率} \left( = \frac{u_P}{n D_P} \right)$$

$u_P$ : プロペラ前進速度 ( $= u(1 - w_P)$ )

$w_P$ : プロペラ判流係数

$t_p$ : プロペラ推力減少係数

$f_{yP}, f_{nP}$ : プロペラ逆転時の横力、モーメント係数

(3) 舵の力

$$X_R = -(1 - t_R) F_N \sin \delta$$

$$Y_R = -(1 + a_H) F_N \cos \delta$$

$$N_R = -(x_R + a_H x_H) F_N \cos \delta$$

$$F_N = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 f_\alpha \sin \alpha_R$$

$$u_R = \varepsilon u_P \sqrt{\eta \left\{ 1 + \kappa \left( \sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_P^2}} - 1 \right) \right\}^2} + (1 - \eta)$$

$$v_R = -\gamma_R (v + l_R r)$$

$$\alpha_R = \delta - \delta_0 - \frac{v_R}{u_R} = \delta - \delta_0 + \gamma_R \left( \frac{U}{u_R} \right) (v' + l_R' r')$$

ここで、

$$\delta : \text{舵角} \quad \delta_0 : \text{直進中の当舵量} (= k_P s) \quad s : \text{プロペラスリップ} \left( = 1.0 - \frac{u_P}{nP} \right)$$

$F_N$  : 舵直圧力

$A_R$  : 舵面積

$$U_R : \text{舵への有効流入速} \left( = \sqrt{u_R^2 + v_R^2} \right)$$

$$f_\alpha : \text{舵単独の直圧力係数の勾配} \left( = \frac{6.13\Lambda}{2.25 + \Lambda} \right) \quad \Lambda : \text{舵のアスペクト比}$$

$t_R, a_H, x_H$  : 舵から船体とプロペラに及ぼす干渉係数

$\gamma_R$  : 整流係数

$x_R$  : 舵位置のx座標

$l_R'$  : 実験係数 ( $\cong 1.0$ )

$$\kappa : \text{実験係数} \left( = \frac{k_x}{\varepsilon}, \quad k_x \cong 0.6 \right)$$

$$\varepsilon = \frac{1 - w_R}{1 - w_P} \quad w_P, w_R : \text{プロペラ、舵位置における判流係数}$$

$$\eta = \frac{D_P}{H} \quad H : \text{舵高}$$

(4) 風圧力

$$X_A = C_{XA}(\theta_A) \frac{1}{2} \rho_A A_{AT} V_A^2$$

$$Y_A = C_{YA}(\theta_A) \frac{1}{2} \rho_A A_{AL} V_A^2$$

$$N_A = C_{NA}(\theta_A) \frac{1}{2} \rho_A L A_{AL} V_A^2$$

ここで、

$C_{XA}, C_{YA}, C_{NA}$  : 風圧力係数  
 $\theta_A$  : 相対風向角  
 $\rho_A$  : 空気密度  
 $A_{AT}, A_{AL}$  : 風圧正面積、側面積  
 $V_A$  : 相対風速

(5) 波浪漂流力

$$X_W = C_{XW}(\theta_W, \lambda/L) \frac{1}{2} \rho g L h_A^2$$

$$Y_W = C_{YW}(\theta_W, \lambda/L) \frac{1}{2} \rho g L h_A^2$$

$$N_W = C_{NW}(\theta_W, \lambda/L) \frac{1}{2} \rho g L^2 h_A^2$$

ここで、

$C_{XW}, C_{YW}, C_{NW}$  : 波浪漂流力係数  
 $\theta_W$  : 相対波向角  
 $h_A$  : 波振幅

(6) タグボートによる力

$$X_T = T_T(u, \phi_T) \cos \phi_T$$

$$Y_T = T_T(u, \phi_T) \sin \phi_T$$

$$N_T = x_T Y_T - y_T X_T$$

ここで、

$T_T$  : 曳航力  
 $\phi_T$  : タグの作用方向  
 $x_T, y_T$  : タグの作用位置（前後方向、横方向）



#### 4.10.2 旋回シミュレーション結果および旋回性指数の算出

##### (1) 旋回シミュレーション結果

旋回性指数の算出のため、3 船型（半載を含めると 5 船型）の旋回（90 度変針）シミュレーションを実施した。図 4.24 に深水域と浅水域の重畳した航跡図を示す。

旋回（90 度変針）シミュレーションの条件は、以下のとおり

- 無外乱状態（無風、無潮流）
- 船速 7.5kt
- 舵角 20 度

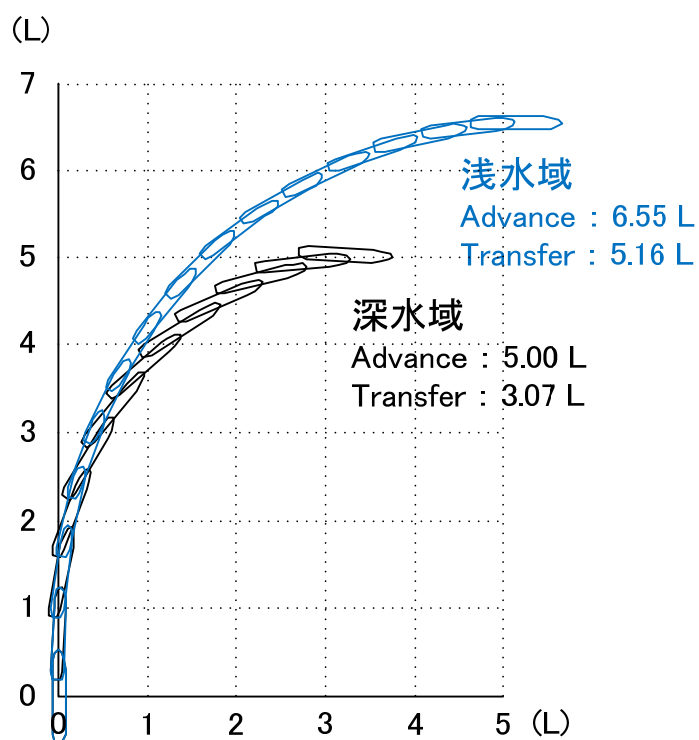


図 4.23 90 度変針シミュレーション結果（1 万 TEU コンテナ船）

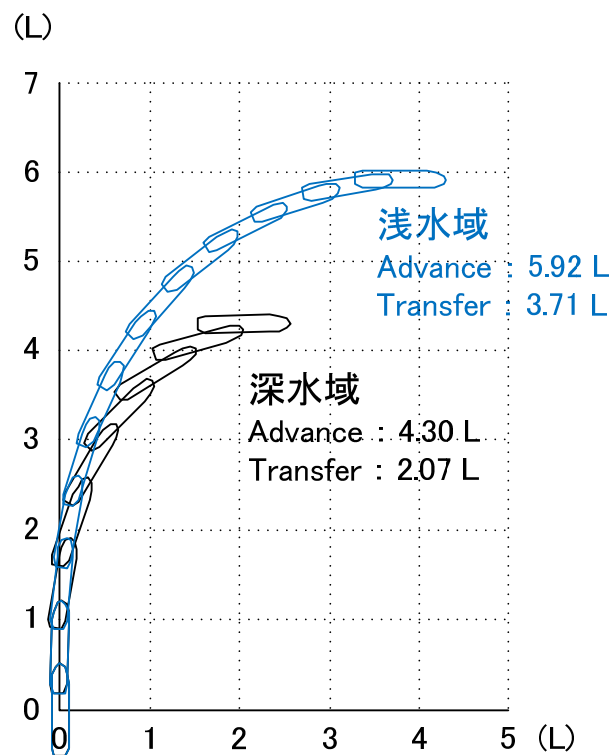


図 4.24 90度変針シミュレーション結果 (30万 VLOC、満載)

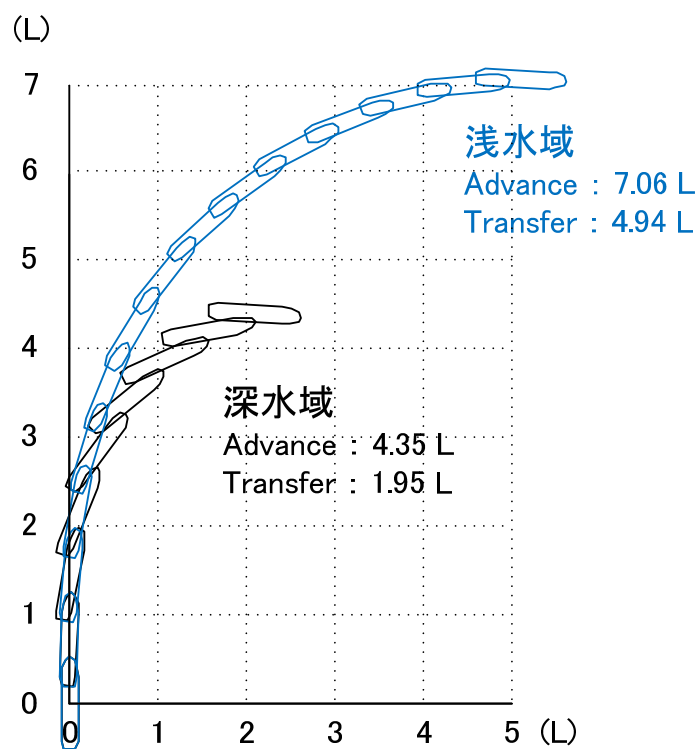


図 4.25 90度変針シミュレーション結果 (30万 VLOC、半載)

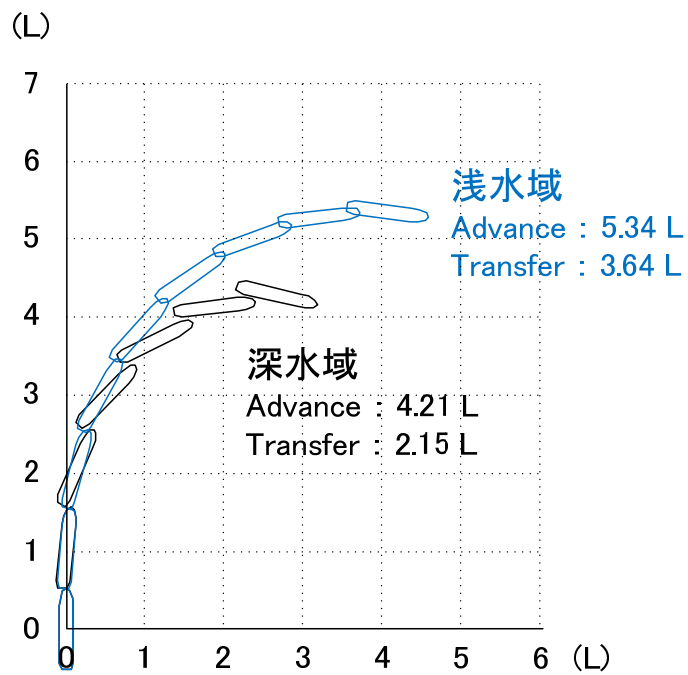


図 4.26 90 度変針シミュレーション結果 (ポストパナマックスバルカー、満載)

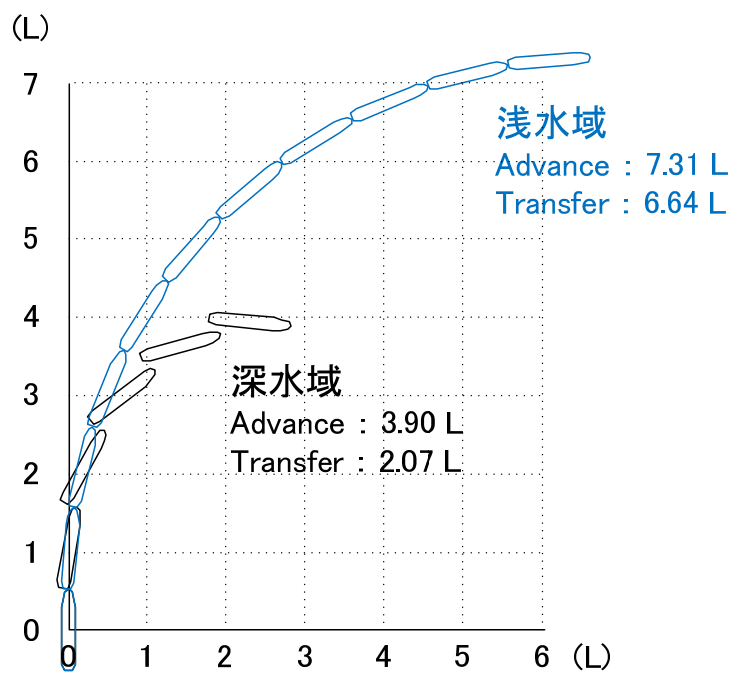


図 4.27 90 度変針シミュレーション結果 (ポストパナマックスバルカー、半載)

(2) 旋回性指数の算出

旋回性指数（K'）は、旋回シミュレーション結果の航跡から、90 度変針完了における Advance と Transfer を各船について求め、次式により K' を算出した。

$$K' = \left( \frac{180}{20\pi} \right) / \left( \frac{Advance + Transfer}{2L_{pp}} \right)$$

本検討に用いたシミュレーションモデルにおける以下の船型の旋回性指数（K' 値）について表 4.5 に示す。

表 4.5 旋回性指数（K' 値）の算出結果（2011 年算出結果）

船種	Advance		Transfer		K'	
	深水域	浅水域	深水域	浅水域	深水域	浅水域
コンテナ（1 万 TEU）	5.00	6.55	3.07	5.16	0.7100	0.4893
30 万トン VLOC（満載）	4.30	5.92	2.07	3.71	0.8991	0.5949
30 万トン VLOC（半載）	4.35	7.06	1.95	4.94	0.9091	0.4776
10 万 DWT バルカー（満載）	4.21	5.34	2.15	3.64	0.9011	0.6377
ポストパナマックスバルカー（半載）	3.90	7.31	2.07	6.64	0.9603	0.4107

## 5 結語

本論文による研究では、港湾基準の照査第 2 区分に基づく、航路幅員、航路水深、屈曲部の形状等に関して、改訂前の港湾基準や国際的には一般的となっている基準との比較・分析を行った。また、危険物船である LNG 船における入出港安全性評価について、実際の受入船型の大型化に伴う運用基準の検討方法および結果を整理・分析した。

大型船舶の港湾施設の規模の検討については、航路の必要水深（余裕水深）および航路幅員の設定方法について、港湾基準の改訂前に標準とされていた設定方法と改定後の照査第 2 区分の算出方法に基づき、実在する船舶のデータを用いた所要水深・幅員の具体的な計算結果について要素分析および比較を行った。

検証・解析結果をまとめると以下の通りである。

- 日本に入港する主要 4 船種の最大船型を対象とし、港湾基準における航路幅員照査の第 2 区分による計算では、必要幅員は 1 L 未満となる。
- 必要幅員の要素について、 $L_f$  が大きく影響し、 $L_f$  を 1,000m とした場合概ね各船種とも 0.5~0.6L 程度の必要幅員となる。
- 対象船型が入港する既存航路の環境（幅員・水深・ブイ間隔）において必要幅員を計算すると、各航路とも残幅員が存在する。
- 残幅員を「単航路」として、行き会い船の船型を逆算すると、ほぼ残幅員を 1 L とする船型が航行可能との結果を得た。
- ただし、船型の異なる行き会い状態の 2 船間の相互作用、心理的な余裕などは今後の検討課題があることに留意する必要がある。
- 既存航路を対象とし、対象船種が受入喫水での必要水深を計算した結果、概ね必要 UKC は喫水の 7~8%程度と算出された。

次に、航路の屈曲部分の形状および曲率半径に関して、港湾基準の照査第 2 区分の考え方を検証する目的として、実在港湾における通航船舶の AIS 航跡を解析し、実際の航行船舶の航跡から航路屈曲部の曲率半径を算出して、照査第 2 区分における計算結果と比較・検証した。

航路屈曲部の形状については、AIS の航跡と同じ航路屈曲操船局面をファストタイム操船シミュレーション手法により、分析した実在港湾へも入港している全長 300m 級のコンテナ船のモデル船舶を使用したシミュレーションを外力影響等を考慮して実施し、屈曲部の曲率半径を検討した。シミュレーション検討の結果より、外力影響を考慮した航路屈曲部の幅員について必要な幅員を提案し、港湾基準における照査第 2 区分にて提唱されている航路屈曲部の曲率半径が妥当であることを検証した。

これらの結果から、航路屈曲部の形状と操船上必要となる航路標識の設置について、これまでは航路屈曲部の内側に隅切り設定をする形状であったが、実際の屈曲部操船の航跡の形状に合わせて航路屈曲部法線を円弧形状とし、標識の設置も操船方法を考慮して新たな配置とすべ

く提案を行った。

新たな航路標識の配置とは、一般的な航路屈曲部における 5 基の配置に関して、これまで屈曲部の外側頂点に設置されていた標識を、屈曲部法線を円弧形状とすることと合わせて、屈曲部の内側の円弧の最も内側の点に設置することで、屈曲操船に有効な標識の配置となると提案をした。

検証・検討結果をまとめると以下の通りである。

- 航路屈曲部の隅切り部の曲率半径は、港湾基準の照査第 1 区分で 4.0L、第 2 区分では計算から 3.0~4.0L となる
- 実在港湾での AIS 航跡による解析では、外力等による航跡の広がり、また余裕 (0.5L 分) を考慮した場合、曲率半径は、約 4.7L となった。
- シミュレーションによる検証では、Shallow (H/d : 1.2) では、余裕を考慮した曲率半径は約 3.3L となった。
- AIS 航跡の解析での曲率半径は、港湾基準に比して約 1L 程度大きくなる。シミュレーション結果 (Shallow、風速 10m/sec 条件) では、ほぼ港湾設計基準と同等の結果となった。
- 今回の隅切り設定方法では、隅切り開始地点と変針開始地点がほぼ一致した。
- 屈曲部の形状を曲線形状とした場合、安全操船に配慮した屈曲部内側の標識の配置に工夫が必要となる。
- 屈曲部を曲線形状とした場合、現状の隅切り設定形状より航路面積を縮小できる可能性がある

航路屈曲部の法線を円弧形状にすることにより、これまでの隅切り形状の屈曲部と比較して必要面積の減少につながることが分かった。これにより、航路における浚渫範囲を縮小できる可能性があり、操船上有効な航路標識の設置と合わせて、入出港の安全を確保しつつ建設・整備コストの削減効果のある航路屈曲部形状を提案することができた。

本研究の成果としては、主に以下のとおりとなる。

- 新たな港湾基準における照査第 2 区分での、実在する現存最大級の船型による必要幅員、必要水深の計算結果の検証・分析を行うことができた。
- 航路幅員計算は、船種別に操縦性能が影響するため、照査第 1 区分における一律基準では船種により余裕の大きさが分かることが分かり、既存航路に対して安全性の検討を行う場合には、照査第 2 区分による操縦性能を考慮した個別の検討結果を考慮すべきと考ええる。
- 航路の必要水深について、UKC は港湾の環境 (うねり、速力、潮流、等) によっては、これまで一般的である喫水の 10%を下回る条件でも対応できる可能性がある。

- 航路屈曲部の形状は、これまで「隅切り形状」が一般的であったが、標識配置を考慮して「円弧形状」とすることで浚渫面積を縮小できる可能性があることが分かった。

今回の研究において一定の成果を得たものの、以下の事項については、安全かつ効率的な港湾施設の規模の検討について、さらに研究を深めることが必要と考える。

- 照査第 2 区分に航路幅員の計算については、操船上の心理的な余裕が横偏位認知の部分で含まれているとも考えられるが、幅員に対する具体的な心理余裕および影響についてさらに研究が望まれると考える。
- 必要幅員について、喫水の 10%を余裕水深（UKC）として確保することは、広く一般的な条件であるため、これを減少しても安全であることについて、更に運用面での検討が望まれるものとする。
- 航路屈曲形状について、新たな提案を行ったが、操船上、円弧形状が操船安全性にどのように影響するか、標識の配置について、より安全な配置をさらに検討することが望ましいと考える。
- 航路部分については、直線航路、屈曲部において操縦性を考慮した設計が可能となったが、泊地・回頭水域については、照査第 2 区分のような検討手法の検討がなされていないため、今後は泊地・回頭水域についての合理的な規模の設計方法が望まれる。

## 謝辞

まず、この度、本研究の機会を与えて頂きました、東京海洋大 大津皓平 特任教授に熱く御礼を申し上げます。大津先生には、研究の基本的な方針についてご指導・ご助言を頂きまして、このような成果としてまとめることができたことについて、厚く御礼を申し上げます。

東京海洋大 庄司るり教授、南清和教授、田丸人意准教授には、本論文を審査を賜るとともに、論文をまとめるにあたりご指導、ご助言を頂き、論文の完成度を深めることができました。特に南教授におかれましては、指導教官として大津先生とともに研究方針から、学会における発表、研究成果のとりまとめの細部にかけて、ご指導・ご助言を賜りました。感謝の念を申し述べるとともに、厚く御礼を申し上げます。

元東海大学 津金正典教授には、研究における細部にわたる貴重なご助言とご討論を頂きました。AIS データの取得および分析方法についてのご協力、ご支援など大変お世話になりました。感謝と御礼を申し上げます。

株式会社 日本海洋科学 富久尾義孝顧問には、通常業務を行いながらの社会人入学による学位取得の機会を頂き、また研究においては大変な援助と激励を頂戴いたしました。関根博社長および中村紳也専務には、通常業務を行いながら研究に時間を割くことができる環境を整えて頂き、謹んで御礼を申し上げます。また、同僚の皆様には、研究と通常業務の兼ね合いについて理解をして頂き、研究活動に支援を受けたことに感謝いたします。皆様からのお引き立てが無ければ研究を成し得ることはできませんでした、心より感謝し、御礼を申し上げます。

最後に、研究の遂行を支えてくれた父 守、母 ヒロ子に心から感謝いたします。特に、妻直子には研究開始時から論文のまとめまで、支援と激励があつてこの成果に至ったことにつき心から感謝いたします。



## 参考文献

- (1) 東京湾 L N G 基地における受入船型大型化 (21 万  $\text{m}^3$  級) に伴う航行安全対策調査 報告書 平成 20 年 4 月 東京電力㈱、(社)東京湾海難防止協会
- (2) 東京湾 L N G 基地における受入船型大型化 (21 万  $\text{m}^3$  級) に伴う航行安全対策調査 報告書 平成 20 年 10 月 東京ガス㈱、(社)東京湾海難防止協会
- (3) 清水港袖師 L N G 基地大型 L N G 船入出港に係る航行安全対策調査 報告書 平成 20 年 4 月 静岡ガス㈱、(社)東京湾海難防止協会
- (4) 国土技術政策総合研究所港湾研究部, 次世代の航路計画基準 (2007) , 2007.7
- (5) ANKUDINOV, V. and JAKOBSEN, B. : Squat Predictions at an Early Stage of Design, Workshop on Ship Squat in Restricted Waters, SNAME, pp.48-69, 1996.
- (6) ANKUDINOV, V., DAGGETT, L., HUVAL, C. and HEWLETT, C. : Squat Predictions for Manoeuvring Applications, International Conference on Marine Simulation and Ship Manoeuvrability (MARSIM' 96), pp.467-495, 1996.9
- (7) BARRASS, C.B. : The Phenomena of Ship Squat, International Shipbuilding Progress 26, pp.44-47, 1979.
- (8) BARRASS, C.B. : Ship Handling Problems in Shallow Water, Marine Engineers Review pp.17-19, 1979
- (9) BARRASS, C.B. : A Unified Approach to Squat Calculations for Ships, PIANC Bulletin pp.32, pp.3-10, 1979
- (10) MILLWARD, A. A. : Preliminary Design Method for the Prediction of Squat in Shallow Water, Marine Technology 27(1), pp.10-19, 1990
- (11) MILLWARD, A. A : Comparison of the Theoretical and Empirical Prediction of Squat in Shallow Water. International Shipbuilding Progress 39(417), pp.69-78, 1992.
- (12) RÖMISCH, K. : Der Squat in Begrenzten Fahrwassern Betrachtung aus Hydromechanischer Sicht, Schiff & Hafen / Seewirtschaft, Heft 10, pp.58-62, 1993.
- (13) 芳村康男 : 浅水域の操縦運動モデルの検討, 関西造船協会誌, 第 200 号, pp. 41-51, 1986. 3
- (14) Lloyd's Register, Lloyd's Register Ship, Fairplay, 2009
- (15) 山野、斉藤 : 船体に働く風圧力の一推定法、関西造船協会誌、第 228 号、1997

